

# **Entwurf, Analyse und Regelung einer kinematisch redundanten Roboterstruktur mit hydraulischen Antrieben variabler Nachgiebigkeit**

Von der Fakultät für Elektrotechnik, Informationstechnik, Physik  
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig

zur Erlangung des Grades eines Doktors

der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von Sven Rost

aus Meißen

eingereicht am: 29.01.2016

mündliche Prüfung am: 08.06.2016

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. Walter Schumacher

2. Referent: Prof. Dr.-Ing. Viktor I. Kalashnikov

Druckjahr: 2016





# Danksagung

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als DAAD-Fachlektor für Mechatronik an der Deutschen Technischen Fakultät der Technischen Universität Donezk (Ukraine). Mein Dank gilt besonders dem Leiter des Instituts für Regelungstechnik (IfR) der Technischen Universität Braunschweig, Herrn Prof. Dr.-Ing. Walter Schumacher, für die Bereitschaft, mein Promotionsvorhaben an der TU Donezk zu unterstützen, für die gute Betreuung und für die eingeräumten Freiheiten bei der Gestaltung meiner Forschungsarbeit. Für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Meinerzhagen vom Institut für Elektronische Bauelemente und Schaltungstechnik der TU Braunschweig.

Dem Dekan der Deutschen Technischen Fakultät, Herrn Prof. Dr.-Ing. Viktor I. Kalashnikov, möchte ich ausdrücklich für die Übernahme der Mitberichterstattung, für die stete Motivation und das Bereitstellen aller erforderlichen Mittel, um meine Arbeit an der TU Donezk unter bestmöglichen Bedingungen durchführen zu können, danken. Bei den Mitarbeitern des IfR, vor allem bei Herrn Dr.-Ing. Yegenij Skliarenko und Dipl.-Ing. Frank Schreiber, bedanke ich mich für die wertvollen Ideen und die gemeinsamen Veröffentlichungen. Ein besonderer Dank gilt Frau Beate Kopitzsch und Herrn Dr.-Ing. Alexander Burdin für die großartige Hilfsbereitschaft und Freundschaft vor Ort – sowie meinen ehemaligen deutschen und ukrainischen Studenten. Für die logistische und finanzielle Unterstützung möchte ich mich beim Deutschen Generalkonsulat Donezk und dem deutschen Bundesministerium für wirtschaftliche Zusammenarbeit und Entwicklung bedanken, ohne die der Aufbau des Versuchstandes nicht möglich gewesen wäre. Nicht zuletzt gilt der Dank dem Deutschen Akademischen Austauschdienst, der mir den Aufenthalt an der TU Donezk mit einer spannenden Lehrtätigkeit und vielen Erfahrungen und Eindrücken ermöglichte.

Schlussendlich möchte ich mich bei meinen Eltern und meiner Schwester bedanken, die mich auf meinem Ausbildungsweg stets unterstützt haben und dabei – vor allem während der Ukraine-Krise – mitunter einige Sorgen ertragen mussten.

Nossen, im Januar 2016

Sven Rost

- meinen Eltern -

---

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1	Wissenschaftliche Problemstellung . . . . .	2
1.2	Stand der Forschung und Technik . . . . .	3
1.2.1	Hochbewegliche Roboterstrukturen . . . . .	3
1.2.2	Gefahrenreduzierende Maßnahmen . . . . .	12
1.2.3	Zykluseffiziente Roboterstrukturen . . . . .	21
1.3	Zielsetzung, Lösungsansätze und Vorgehensweise . . . . .	24
<b>2</b>	<b>Roboterentwurf</b>	<b>26</b>
2.1	Wahl der kinematischen Struktur und Antriebstechnologie . . . . .	26
2.2	Kinematische, statische und dynamische Zusammenhänge . . . . .	33
2.2.1	Direkte und Inverse Kinematik und Statik . . . . .	33
2.2.2	Berechnung der Jacobi-Matrix . . . . .	39
2.2.3	Bewegungsgleichung . . . . .	41
2.3	Gestaltungsrichtlinien und konstruktive Umsetzung . . . . .	43
2.3.1	Aktive Stäbe . . . . .	43
2.3.2	Passive Stäbe . . . . .	46
2.3.3	Gelenkverbindung . . . . .	48
2.3.4	Konstruktive Umsetzung . . . . .	54
2.4	Eigenschaften der Minimalkonfiguration des Roboters . . . . .	58
<b>3</b>	<b>Roboterregelung</b>	<b>61</b>
3.1	Arbeitsraumtrajektorie . . . . .	62
3.2	Gelenkraumtrajektorie . . . . .	64
3.2.1	Berechnung mit Jacobi-Matrix . . . . .	64
3.2.2	Berechnung mit Jacobi-Matrix und Nullraumprojektion . . . . .	68
3.2.3	Berechnung mit erweiterter Jacobi-Matrix . . . . .	69
3.2.4	Vergleich und Auswahl der Vorzugsmethode . . . . .	70
3.3	Gelenkraumregelung . . . . .	71
3.3.1	Modellbildung des Antriebs . . . . .	72
3.3.2	Exakte Linearisierung des Antriebs . . . . .	79
3.3.3	Regelung des Antriebs . . . . .	81
3.4	Sollwertvorsteuerung . . . . .	85
3.5	Untersuchung der Roboterregelung . . . . .	86
3.5.1	Verifikation der Simulationsmodelle . . . . .	87
3.5.2	Untersuchung des Trajektorienfolgeverhaltens . . . . .	88

<b>4</b>	<b>Modifikation des Roboters</b>	<b>89</b>
4.1	Reduzierung des Gefahrenpotenzials . . . . .	89
4.1.1	Bewertung des Gefahrenpotenzials . . . . .	89
4.1.2	Maßnahmen zur Reduzierung des Gefahrenpotenzials . . . . .	94
4.1.3	Implementierung passiver variabler Nachgiebigkeit . . . . .	99
4.2	Maßnahme zur Erhöhung der Zykluseffizienz . . . . .	106
4.3	Untersuchung des Modifikationskonzepts . . . . .	109
4.3.1	Modellbildung und Parameterfindung . . . . .	111
4.3.2	Simulatorische und experimentelle Untersuchungen . . . . .	115
<b>5</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>118</b>
<b>A</b>	<b>Anhang</b>	<b>121</b>
A.1	Nutzwertanalyse . . . . .	121
A.1.1	Kriterien . . . . .	121
A.1.2	Auswertung . . . . .	122
A.2	Roboterentwurf . . . . .	123
A.2.1	Gelenk . . . . .	123
A.2.2	Aktiver Stab . . . . .	127
A.2.3	Passiver Stab . . . . .	129
A.3	Versuchsstand . . . . .	130
A.3.1	Ventilblock . . . . .	132
A.3.2	Anschlussblock . . . . .	133
	<b>Literatur</b>	<b>134</b>

# Symbolverzeichnis

Verzeichnis der im Text verwendeten mathematischen Symbole, Abkürzungen und Indizes. Die Dimension der einzelnen Größen ist dem Zusammenhang zu entnehmen.

## Allgemeines

$a$	Skalar
$\mathbf{a}$	Vektor
$\mathbf{A}$	Matrix
$\mathbf{I}$	Einheitsmatrix
$\mathbb{R}$	Menge reeller Zahlen
$f(x)$	Funktion von $x$
$  \mathbf{a}  $	Betrag des Vektors $\mathbf{a}$
$\det(\mathbf{A})$	Determinante der Matrix $\mathbf{A}$
$\nabla f(\mathbf{x})$	Gradient der Funktion $f$ nach $\mathbf{x}$
$A$	Fläche
$d$	Durchmesser
$E$	Energie
$F$	Kraft
$l$	Länge
$M$	Moment
$P$	Leistung
$r$	Radius
$V$	Volumen

## Modellbildung Biomechanik

$c_K$	Steifigkeit Kopf
$F_K$	Kontaktkraft
$F_{K,max}$	Bruchkraft Schädelknochen
$m_K$	Kopfmasse
$m_R$	wirksame Roboter­masse
$T_K$	Kollisionsdauer
$\dot{x}_{K,0}$	Kollisionsgeschwindigkeit Kopf
$\dot{x}_{R,0}$	Kollisionsgeschwindigkeit Roboter
$\ddot{x}_K$	Kopfbeschleunigung

## Modellbildung Mechanik

$c$	Steifigkeit
$d$	Dämpfungskonstante
$E$	Elastizitätsmodul
$F_{ex}$	externe Kraft
$F_{GR}$	Gleitreibung
$F_{HR}$	Haftreibung
$F_R$	Reibkraft
$g$	Gravitationskonstante
$I$	Flächenträgheitsmoment
$J$	Trägheitsmoment
$m$	Masse
$R_e$	Streckmodul
$S$	Sicherheitsfaktor
$s$	freie Knicklänge
$s_W$	Wandstärke
$\delta$	Nachgiebigkeit

## Modellbildung Pneumatik

$b$	kritisches Druckverhältnis
$C$	Leitwert Blende
$c_p$	spezifische Gaskonstante bei konstantem Druck
$c_V$	spezifische Gaskonstante bei konstantem Volumen
$h_D$	Hub Druckübersetzer
$\dot{m}$	Massestrom
$n$	Polytropenkoeffizient
$p_{HS}$	Druck Hydraulikseite
$p_{PS}$	Druck Pneumatikseite
$p_{S,pn}$	Systemdruck Pneumatik
$\dot{Q}$	Wärmestrom
$R_s$	spezifische Gaskonstante Luft
$V_{HS}$	Volumen Hydraulikseite
$V_{PS}$	Volumen Pneumatikseite
$T_D$	Temperatur Druckübersetzer
$t_{DRV}$	Zeitkonstante Druckregelventilluftstrom
$T_{DRV}$	Temperatur Druckregelventilluftstrom
$T_U$	Umgebungstemperatur
$\alpha$	Wärmeleitkoeffizient

## Modellbildung Hydraulik

$A_A$	Wirkfläche Verdrängerraum A
$A_B$	Wirkfläche Verdrängerraum B
$C$	Hydraulische Kapazität
$F_h$	hydraulische Kraft
$K_{L,Lin}$	Linearer Leckagebeiwert
$K_{L,BiQ}$	Biquadratischer Leckagebeiwert
$K_{Öl}$	Kompressionsmodul Öl
$K_V$	Verstärkungsfaktor Ventil
$m_L$	Lastmasse
$m_{KS}$	Masse Kolbenstange
$p$	Druck
$p_A$	Druck Verdrängerraum A
$p_B$	Druck Verdrängerraum B
$p_S$	Systemdruck
$p_T$	Tankdruck
$\Delta p$	Druckdifferenz
$Q$	Volumenstrom
$Q_L$	Leckagevolumenstrom
$Q_{nenn}$	Nennvolumenstrom Ventil
$q_{max}$	maximaler Zylinderhub
$T_V$	Zeitkonstante Ventil
$U_V$	Ventilspannung
$v_{Öl}$	Fließgeschwindigkeit Öl
$y_V$	Ventilschieberposition

## Robotik

$k$	Längenverhältnis aktiver Stab
$k_A$	Längenverhältnis Aktuator
$k_c$	Steifigkeits-Eigenmasse-Verhältnis
$k_m$	Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis
$k_V$	Bauraum-Arbeitsraum-Verhältnis
$m_P$	Lastmasse
$n_A$	Anzahl der Aktuatoren
$n_E$	Bewegungsfreiheitsgrad des Endeffektors
$n_M$	Anzahl der Module
$V_{AR}$	Volumen Arbeitsraum
$V_{BR}$	Volumen Arbeitsraum
$\hat{p}, \dot{\hat{p}}, \ddot{\hat{p}}$	Geschwindigkeits-, Beschleunigungs- und Ruckbegrenzung
$\hat{q}$	Längenbegrenzung Aktuator

$\phi_x, \phi_y, \phi_z$	Orientierung Endeffektor
$\mathbf{a}_i, \mathbf{a}_i, \mathbf{a}_i$	Gelenkpositionen der Ebene $i$
$\mathbf{f}_p, \mathbf{f}_q$	Kraftvektor kartesische Kräfte, Vektor der Gelenkkräfte
$\mathbf{g}_0$	Gravitationsvektor
$\mathbf{n}$	Normalenvektor
$\mathbf{n}_p$	Normalenvektor Endeffektor
$\mathbf{p}, \dot{\mathbf{p}}, \ddot{\mathbf{p}}$	Endeffektorposition, -geschwindigkeit und -beschleunigung
$\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}$	Vektor der Aktuatorenlängen, -geschwindigkeiten und -beschleunigungen
$\mathbf{t}$	orthogonaler Normalenvektor
$\boldsymbol{\tau}$	Zeitvektor
$\mathbf{C}$	Coriolismatrix
$\mathbf{D}$	Matrix mit partiellen Ableitungen nach Gelenkkoordinaten
$\mathbf{E}$	Matrix mit partiellen Ableitungen nach Winkelgrößen
$\mathbf{I}$	Einheitsmatrix
$\mathbf{J}$	Jacobi-Matrix
$\mathbf{J}^+$	Moore-Penrose-Pseudoinverse
$\mathbf{J}_W^+$	Gewichtete pseudoinverse Jacobi-Matrix
$\mathbf{M}_p, \mathbf{M}_q$	Massenmatrix in kartesischen Koordinaten, Massenmatrix in Gelenkkoordinaten
$\mathbf{W}$	Gelenkpunktmatrix

## Regelungstechnik

$K$	Verstärkungsfaktor
$R_F$	Reglerverstärkung Kraftregelkreis
$R_q$	Reglerverstärkung Positionsregelkreis
$R_{\dot{q}}$	Reglerverstärkung Geschwindigkeitsregelkreis
$T$	Zeitkonstante
$v$	linearer Eingang
$\mathbf{f}(\mathbf{p}), \mathbf{g}(\mathbf{p}), \boldsymbol{\alpha}(\mathbf{p}), \boldsymbol{\beta}(\mathbf{p})$	Nichtlineare Vektorfelder der Eingangs-Ausgangs-Linearisierung
$\mathbf{R}$	Reglermatrix

## Abkürzungen und Akronyme

AIS	Abbreviated Injury Scale
ART	Arbeitsraumtrajektorie
DB	Datenblatt
DK	Direkte Kinematik
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
EAP	Elektroaktive Polymere
Exp.	Experiment
FS	Feste Steifigkeit
GRT	Gelenkraumtrajektorie
HIC	Head Injury Criterion



---

IAE	Integral of Absolute Error
IK	Inverse Kinematik
LIM	Limitierung
LIN	Linearisierung
OLED	Organic Light Emitting Diode
P	Proportional Element
PD	Proportional und Differenzierendes Element
PEA	Parallel Elastische Antriebe
PI	Proportional und Integrierendes Element
PTFE	Polytetrafluorethylen
PT <sub>1</sub>	Verzögerungsglied erster Ordnung
SAE	Seriell Elastische Antriebe
Sim.	Simulation
SMA	Shape Memory Alloy
SWV	Sollwertvorsteuerung
VGT	Variable-Geometry-Truss
VS	Variable Steifigkeit

## Indizes

A	Aktuator
a	außen
AS	Aktiver Stab
AT	Anbauteil
B	Beschleunigung
e	erweitert
G	Geschwindigkeit
Gel	Gelenk
ges	gesamt
HS	Hydraulikseite
i	innen
K	Kolben
KS	Kolbenstange
L	Leckage
max	maximal
min	minimal
norm	normiert
Opt	Optimierung
PS	Passiver Stab
R	Ruck
ref	referenz
S	System
T	Totlänge
Vor	Vorsteuerung

# Kurzfassung

Am Anfang dieser Arbeit wird der Entwurf eines oktaederförmigen und hydraulisch aktuierten Robotermoduls mit drei kinematischen Freiheitsgraden vorgestellt. Zu den Besonderheiten des Entwurfs zählen zum einen die im Hinblick auf eine Arbeitsraumvergrößerung und Materialentlastung des Moduls optimierten sphärischen Gelenke und zum anderen die strukturinterne Energieversorgung der hydraulischen Antriebe. Auf Basis des vorgestellten Modulentwurfs können hochbewegliche und kinematisch (hyper-)redundante Leichtbauroboter aufgebaut werden. Allgemeingültige Lösungsmethoden für die Direkte und Inverse Kinetik, Statik und Dynamik werden entwickelt. Mit der dadurch ermöglichten Berechnung des Arbeitsraumes, des Nutzlast-Eigenmasse- und Steifigkeits-Eigenmasse-Verhältnisses sowie der dynamischen Grenzwerte wird die Leistungsfähigkeit des Entwurfs exemplarisch anhand eines doppelmoduligen Roboters nachgewiesen. Den Schwerpunkt dieser Arbeit bildet die Entwicklung eines Regelungskonzepts, mit dem der Endeffektor eines n-moduligen Roboters entlang einer Arbeitsraumtrajektorie geführt werden kann. In dem Konzept werden die statischen und dynamischen Grenzwerte und Nichtlinearitäten der Antriebe sowie der Roboterkinematik berücksichtigt. Die Funktionsfähigkeit und Güte des vorgeschlagenen Regelungskonzeptes wird experimentell an einem Einzelantrieb und simulatorisch am Beispiel eines fünfmoduligen Roboters aufgezeigt. In einem weiteren Schritt wird die Auswirkung der Kollision des Roboters mit dem menschlichen Kopf analysiert. Um die Kollisionskraft und somit das Gefahrenpotenzial des Roboters zu reduzieren, werden geeignete Steuerungsmethoden zur Redundanzauflösung und Entwurfsmodifikationen, die eine mechanische Entkoppelung der einzelnen Modulmassen durch nachgiebige Strukturelemente vorsehen, untersucht. Zur Implementierung der Massenentkoppelung werden die hydraulischen Antriebe des Roboters zu hydropneumatischen Antrieben variabler Nachgiebigkeit und Dämpfung erweitert und mit einem speziellen Ventilkonzept ausgestattet, um die Energieeffizienz der Antriebe und somit des Roboters zu erhöhen. Abschließend werden mit simulatorischen und experimentellen Untersuchungen die Vorteile des hydropneumatischen Antriebs im Hinblick auf Energieeffizienz und reduzierter Kontaktkraft aufgezeigt.

# Abstract

This thesis starts with the design of a octahedron-shaped and hydraulical driven robot module with three kinematic degrees of freedom. The main features of the design are on the one hand the multiple collocated spherical joints, which are optimized to provide a larger workspace and a lower material stress for a single module, and on the other hand the structure-integrated supply of the drive fluid for the hydraulic actuators. Based upon the presented module design, a family of highly maneuverable and kinematical hyper-redundant light-weight manipulators can be derived. General methods of calculation for the direct and inverse kinematic, static and dynamic are introduced. With these methods the computation of the workspace, the payload-to-mass and the stiffness-to-mass ratio, as well as the dynamic limitations are done on the example of a double-module manipulator in order to show the potential of the presented design. The focus of this thesis lies on the development of a control architecture for a manipulator with an arbitrary number of modules, which allows the tracking of the manipulators tool-center-point along a specific workspace trajectory. The control architecture pays respect to the dynamic limitations and nonlinearities of the drives and the manipulators kinematic. Its functional capability and performance is proven by experimental research on a single drive and simulation of a five-module manipulator. In a further step the impact of the five-module manipulator on the human head is analyzed. Control methods with a proper dissolving of the kinematical redundancy and design modifications, applying the mechanical decoupling of the manipulators modules-mass with variable compliance, were presented to reduce the impact force. In order to implement the mechanical decoupling, the manipulators hydraulic drives were redesigned as hydropneumatic actuators with variable compliance and damping, including a special valve concept to improve their energy efficiency. The advantages of the presented hydropneumatic drive concerning energy efficiency and impact force reduction are demonstrated by a comparison with a standard hydraulic drive using virtual models including measurements on a test bed to verify the results.



# 1 Einleitung

Im Jahre 1961 führte die Firma GENERAL MOTORS mit dem UNIMATE erstmalig einen Roboter in die industrielle Fertigung ein. Dieser zwei Tonnen schwere Industrieroboter schweißte vollautomatisch Karosserieteile für die Automobilindustrie. Mit dem Ersatz des Menschen durch einen Roboter konnte schon damals gezeigt werden, dass die Produktivität der industriellen Fertigung durch eine höhere Taktrate, geringere Fehlerquote und das pausenlose Arbeiten mit nahezu konstanter Qualität deutlich gesteigert werden kann. Gut zehn Jahre später waren aus diesen Gründen bereits 3.000 Industrieroboter weltweit im Einsatz – heute sind es ca. 1,7 Millionen mit einer Prognose von 2,3 Millionen für das Jahr 2018 [1].

Der Trend der Automatisierung mit Robotern ist ungebrochen. Getrieben wird dieser Prozess von einer steigenden Produktvielfalt, einer immer kürzeren Produktlebenszeit und vor allem von den weltweit neu entstehenden Wachstums- und Absatzmärkten, die eine immer höhere Produktionskapazität erforderlich machen. So wurden laut dem Robotik-Dachverband INTERNATIONAL FEDERATION OF ROBOTICS im Jahr 2013 von den weltweit 179.000 verkauften Industrierobotern allein 100.000 in China in Betrieb genommen. Die Volksrepublik hat in den letzten Jahren als erster der fünf BRIC-Staaten den Aufstieg vom Schwellenland zur Industrie- und derzeit größten Exportnation der Welt geschafft. Der damit verbundene Lohnanstieg und die neuen, technologisch anspruchsvollen Produkte, wie beispielsweise OLED's oder Solarmodule, bedingen den Trend zur Automatisierung. Im Jahr 2013 entfielen von den 40.000 in Europa verkauften Robotern ca. 18.000 auf Deutschland, was einem Vorjahresplus von 12% entspricht und vor allem den exportorientierten Branchen wie der Automobilindustrie, dem Metall- und Maschinenbau, der Lebensmittel-, Elektro- und Elektronikindustrie zu verdanken ist [1]. Handhabungs- und Montageprozesse, zur Herstellung der fertigungstechnisch komplexen und qualitativ hochwertigen Produkte, haben hierzulande einen Anteil von ca. 70% an den Gesamtproduktionskosten. Verursacht wird dies durch das hohe Lohnniveau in Verbindung mit dem relativ geringen Automatisierungsgrad dieser Prozesse, von dem nur ca. 25% auf Roboter entfallen. Zu begründen ist dieser relativ geringe Anteil der Robotik an den Automatisierungsprozessen durch einige nachteilige Eigenschaften konventioneller Industrieroboter, die einen breiteren Einsatz verhindern. Um diesen Anteil zu erhöhen und dadurch die globale Wettbewerbsfähigkeit zu verbessern, müssen traditionelle Ansätze überdacht und neue Roboterkonzepte erarbeitet werden.

## 1.1 Wissenschaftliche Problemstellung

Die vorliegende Arbeit soll einen Beitrag zum Ausbau der Einsatzfelder von Robotern leisten, indem die drei folgenden wesentlichen Nachteile konventioneller Industrieroboter abgeschwächt werden sollen.

**Geringe Beweglichkeit:** Zur Reduzierung der Herstellungskosten und des Energieverbrauchs ist die Anzahl der kinematischen Freiheitsgrade konventioneller Industrieroboter in der Regel auf ein Minimum limitiert. Dadurch sind meist alle Freiheitsgrade bei den Bewegungsabläufen gebunden, was ein Umfahren von Hindernissen im Arbeitsraum erschwert bzw. unmöglich macht. Konventionelle Industrieroboter sind daher nur für den Einsatz in einer gut strukturierten und hindernisfreien Umgebung geeignet. Letztendlich schränkt diese Problematik die Einsatzfelder des Roboters deutlich ein, und begründet beispielsweise maßgeblich den noch sehr geringen Automatisierungsgrad bei der Endmontage in der Automobilindustrie von ca. 30%, da besonders innerhalb der Fahrzeugkarosserie viele Hindernisse und Verwinkelungen existieren.

**Hohes Gefahrenpotenzial:** Durch die hohen bewegten (Eigen-)Massen und die hohe Arbeitsgeschwindigkeit weisen konventionelle Industrieroboter ein erhebliches Gefahrenpotenzial für ihre Umgebung auf. Aus diesem Grund sind sie meist durch ein mechanisches oder optisches Sicherheitssystem von ihrer Umgebung abgegrenzt. Dies beansprucht zum einen viel Platz in den Produktionsstätten und zum anderen be- oder verhindert es die Interaktion des Roboters mit seiner Umgebung. Gerade die Mensch-Roboter-Interaktion kann allerdings sehr sinnvoll sein, um die taktile Fähigkeit, die gute Hand-Augen-Koordination und Reaktionsfähigkeit des Menschen mit der hohen Kraft und Präzision eines Roboters zu verbinden. Durch Auflösung der festen Grenze zwischen Roboter und Mensch können deshalb weitere Automatisierungsbereiche erschlossen werden. Aus Gründen der Sicherheit ist der Betrieb des freistehenden Roboters derzeit allerdings nur unter erheblichen Leistungseinschränkungen erlaubt, was den Nutzen und das Potenzial des Roboters deutlich einschränkt.

**Geringe Zykluseffizienz:** Durch den Klimawandel, die Verknappung der Rohstoffe und den weltweit steigenden Automatisierungsgrad rückt das Thema Energieeffizienz auch für Roboter in den Fokus. Durch die schwere mechanische Struktur und die schweren Antriebe weisen konventionelle Industrieroboter ein schlechtes Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis  $k_m$  auf, im Durchschnitt liegt es im Bereich von  $k_m = 0,05 \dots 0,3$ . Folglich ist der Energienutzungsgrad der Roboter auch schlecht. Am Markt verfügbare Leichtbauroboter mit  $k_m \rightarrow 1$  sind für die meisten Industrieanwendungen ungeeignet, da die absolute Nutzlast und/oder Steifigkeit der Strukturen zu gering ist.

## 1.2 Stand der Forschung und Technik

Dieses Unterkapitel liefert einen Überblick zum Stand der Forschung und Technik der drei in der wissenschaftlichen Problemstellung dieser Arbeit aufgegriffenen Themenbereiche.

### 1.2.1 Hochbewegliche Roboterstrukturen

Durch das Einführen zusätzlicher Bewegungsachsen kann die Beweglichkeit von Robotern erhöht werden und führt zu kinematisch (hyper-)redundanten Roboterstrukturen.

Ein Roboter weist kinematische Redundanz auf, wenn seine kinematische Struktur über mehr Freiheitsgrade verfügt, als sie zur Positionierung und Orientierung eines Handhabungsobjektes in seinem Arbeitsraum erforderlich sind. In der Ebene tritt kinematische Redundanz ab einem Freiheitsgrad von größer drei, im Raum ab einem Freiheitsgrad von größer sechs, auf. Eine einzige Roboterpose kann in diesem Fall mit unendlich vielen Gelenkkonfigurationen eingenommen werden. Dies eröffnet beispielsweise die Möglichkeiten, mit einer alternativen Bahnplanung Hindernisse zu umgehen oder eventuell vorhandene Gelenkwinkelbegrenzungen und Singularitäten zu kompensieren, vgl. Bild 1.18. Kinematisch redundante Roboter weisen dadurch i.d.R. einen größeren Arbeitsraum als nicht-redundante Strukturen auf. Ein umfangreicher Überblick über Steuerungsmöglichkeiten und die Benutzer- und aufgabenorientierte Verwendung kinematischer Redundanz wird in [2] gegeben.

Hyper-redundante Roboter stellen eine Unterklasse redundanter Roboter dar und weisen einen sehr hohen Grad an kinematischer Redundanz auf. Die Bezeichnung wurde von G. Chirikjian eingeführt [3, 4] und wird vor allem in der deutschsprachigen Literatur verwendet. In der englischsprachigen Literatur treten außerdem Bezeichnungen wie *snake-like robot*, *tentacle-like manipulator* oder *highly articulated manipulator* auf. Roboter dieser Klasse haben in den letzten Jahren eine immer größere Aufmerksamkeit gewonnen, da sie z.B. fähig sind, in Umgebungen mit Hindernissen zu agieren, die Möglichkeit bieten, Handhabungsobjekte mit ihrer Struktur zu umgreifen [5] und neue Fortbewegungsmöglichkeiten mobiler Roboter eröffnen [6].

In Abhängigkeit ihrer Struktur können hyper-redundante Roboter nach G. Chirikjian [7] in folgende Gruppen unterteilt werden: serielle, kontinuierliche und hybride Roboterstrukturen. In den folgenden Unterkapiteln werden deren Eigenschaften und Aktuierungstechnologien anhand von Beispielen beschrieben. Selbst-rekonfigurierbare hyper-redundante Roboter werden in diesem Kapitel nicht behandelt, da Roboter dieser Gruppe nicht für industrielle Anwendungen konzipiert sind. Einen ausführlichen Überblick über die Konfigurations- und Anwendungsmöglichkeiten von Robotern dieser Gruppe liefern die Quellen [8, 9].

**Serielle hyper-redundante Roboter** bestehen aus einer großen, aber endlichen Anzahl steifer und durch Gelenke verbundener Glieder. Da diese Gelenk-Glied-Strukturen dem natürlichen Vorbild der menschlichen Wirbelsäule oder einer Schlange ähneln, treten in der Literatur Bezeichnungen wie *spine-robot* oder *snake-like robot* auf. Diese Roboterklasse kann als Weiterentwicklung herkömmlicher, nicht-redundanter Industrieroboter betrachtet werden und verfügt über eine endliche Anzahl an Freiheitsgraden. Die einfachste Konfiguration eines seriellen hyper-redundanten Roboters ist eine Kette reiner Drehgelenke. Bei planaren Robotern sind dabei sämtliche Gelenkachsen parallel angeordnet, wie beispielsweise bei den Robotern ACM III (1976) [10], KR I (1990) [11] und CT-ROBOT [12] von S. Hirose, bei den Roboterschlangen S1 [13] bzw. S2 von H. Miller und den AMPHIBOTS [14, 15] von A. Crespi aus den Jahren 2005/06, siehe Auswahl in Bild 1.1.



Bild 1.1: Planare serielle hyper-redundante Roboter mit einfachen achsparallelen Drehgelenken: (a) ACM III [10], (b) S1 [13], (c) CT-ROBOT [12]

Im Raum sind die Gelenkachsen dagegen orthogonal bzw. nicht-orthogonal zueinander angeordnet. Die Standardlösung eines räumlichen Gelenks mit zwei Freiheitsgraden ist das Kardangelenk, welches in den meisten räumlichen schlangenähnlichen Robotern zur Anwendung kommt, siehe Bild 1.2. Die Kardangelenke werden i.d.R. durch Servomotoren angetrieben, die entweder in den Gliedern oder zwischen den Gliedern im Kardankreuz positioniert sind.

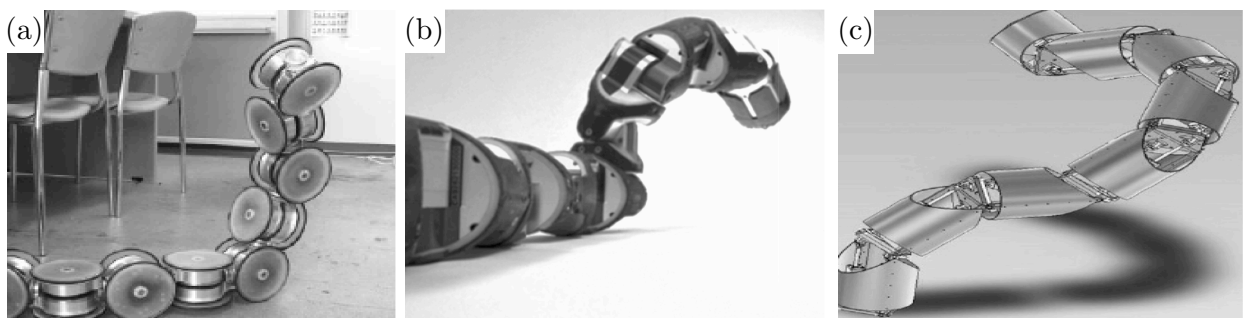


Bild 1.2: Räumlich serielle hyper-redundante Roboter mit orthogonalen Achsen: (a) ACM-R4 [16], (b) UNCLE SAM [17, 18, 19], (c) HYDRABOT [20]



Beispiele für serielle Roboter mit räumlich orthogonalen Gelenkachsen sind der ACM-R3 (2001) [16] und ACM-R4 (2004) [21] von S. Hirose, die von H. Choset entwickelten Roboterschlängen [17, 18, 19], der HYDRABOT [20] oder eine zur Rohr- bzw. Kanalinspektion entwickelte Roboterschlange [22], vgl. Auswahl in Bild 1.2. Räumlich nicht-orthogonale Achsen wurden von S. Hirose Ende der 70er bis Mitte der 80er für die Roboterschlängen OBLIX [23] bzw. MOGURA [24], sowie für den 1999 entwickelten MAKRO ROBOT [25] genutzt, siehe Auswahl in Bild 1.3.



Bild 1.3: Räumlich serielle Roboter mit nicht-orthogonalen Achsen: (a) OBLIX [23], (b) MOGURA [23, 24], (c) MAKRO ROBOT [25]

**Aktuierungstechnologien serieller hyper-redundanter Roboter:** Es sind zwei Arten der Aktuierung zu unterscheiden. Zum einen existieren direktaktuierte Kinematiken, mit denen in der Struktur verteilten Antrieben, und zum anderen fernaktuierte Kinematiken, bei denen die Antriebe in der Basis der Struktur angeordnet sind und über Seilzüge die Gelenke ansteuern. Prinzipiell sind alle üblichen konventionellen Antriebsarten vorzufinden.

( $A_1$ ) *Elektromechanische Direktaktuierung:* Nahezu alle seriellen Roboterschlängen werden durch Servomotoren aktuiert. Bei den Roboterschlängen S3, S5 und S7 von H. Miller befinden sich die Motoren in den Gelenken und treiben die Achsen ohne zusätzliches mechanisches Getriebe an [26, 13]. Bei anderen Lösungen sind die Motoren in den Gliedern des Roboters angeordnet und wirken über ein Getriebe auf das entsprechende Gelenk. So wird beispielsweise das Kardankreuz des USAR Roboterarms [27] von A. Wolf über Gewindespindeln von den in den Gliedern installierten Motoren angesteuert. Bei der Roboterschlange ACM-R5 (2005) von S. Hirose wird dagegen das Kardankreuz unter Anbringung von zwei Zahnradhälften ohne Umwandlung in eine translatorische Bewegung angetrieben [28, 24]. Das Gleiche Prinzip wird im Roboterarm WOODSTOCK (2007) [29] angewendet, siehe Bild 1.4 (a). Ein komplexerer Aufbau eines Gelenks mit zwei Freiheitsgraden beruht auf einem Patent von S. Ikeda und K. Takanashi aus dem Jahr 1987 [30]. Das Gelenk besteht aus zwei einfachen Drehgelenken, deren Drehachsen orthogonal zueinander stehen, wobei eine der beiden Achsen in Längs-

richtung des Roboters angeordnet ist. Durch eine Kardanwelle, deren Achsenschnittpunkt mit dem Schnittpunkt der Drehgelenke zusammenfällt, wird das zweite Gelenk angetrieben. Dieser Aufbau existiert in zwei Varianten: Beim O-RO-CHI (1996) [31] der NEC CORPORATION umschließt die Kardanwelle die Gelenke von außen, siehe Bild 1.4 (b). Mit dem JPL SERPENTINE ROBOT [32] wurde 1995 von der NASA eine Variante nach dem entgegengesetzten Prinzip entwickelt, bei der die Gelenke eine äußere Hülle bilden, in deren Mitte die Kardanwelle geführt wird. Eine Weiterführung dieses Konzepts ist der Ersatz der Kardanwelle durch ein Kegelradgetriebe [33], siehe Bild 1.4 (c). In einer weiteren Ausführung [34] wird das Gelenk mit der Möglichkeit der Rotation des Folgliedes um einen dritten Freiheitsgrad erweitert.

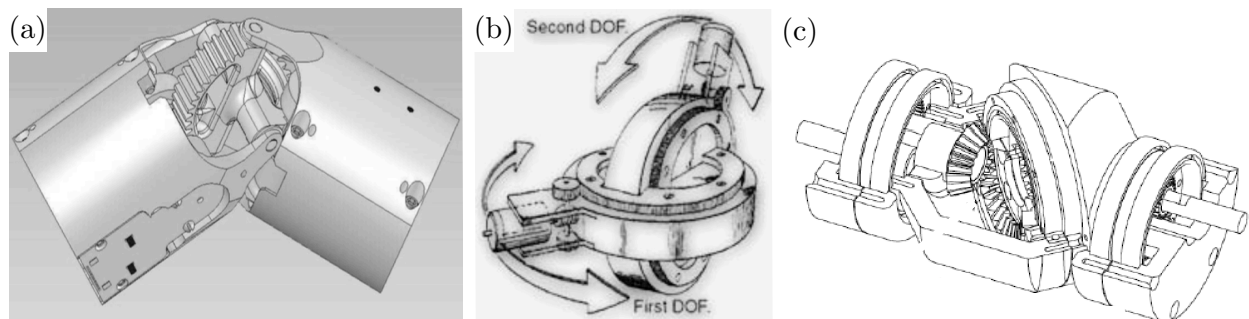


Bild 1.4: Elektromechanische Direktaktuierung: (a) am Kardankreuz über Zahnradhälften [29], (b) mit außenliegender Kardanwelle O-RO-CHI [31], (c) Kegelrad als Kardanwellenersatz [33]

( $A_2$ ) *Elektromechanische Fernaktuierung*: Der TENSOR ARM [35, 36] (1967) weist diese Aktuierungsmethode auf und wird von vielen Quellen als erster hyper-redundanter Roboter angesehen [4], siehe Bild 1.5 (a). Jedes seiner 15 Kardangelenke wird von separaten Seilzügen angesteuert, welche durch die gesamte Struktur zur Basis geführt sind. Bedingt durch die Führungsart der Seilzüge ist eine unabhängige Ansteuerung der Gelenke nicht möglich. So verursacht eine Gelenkbewegung in einem Modul auch stets Gelenkbewegungen in den Folgemodulen. Zwei weitere Seilzug-Roboter diskreter Bauart sind der planare CT-ROBOT (1991) [12] von S. Hirose und der im Raum operierende TENDRIM [37] (2009), vgl. Bild 1.5. Auf den Achsen des CT-ROBOTS befinden sich frei bewegliche Rollen, welche die Seilzüge der Folgeachsen führen. Durch eine zunehmende Anzahl von zu führenden Seilzügen wird der Roboterarm zur Basis hin immer breiter. Der Leichtbauroboter TENDRIM besteht aus Modulen in Stabstruktur, in welchen jeweils zwei Drehgelenke orthogonal zueinander angeordnet sind und durch Seilzüge mit achsnaher Führung parallel aus der Basis des Roboters heraus angesteuert werden. Die spezielle Führung der Seile durch die Drehachsen der Vorgängergelenke erlaubt die unabhängige Ansteuerung der Module und reduziert die Momenteneinleitung.

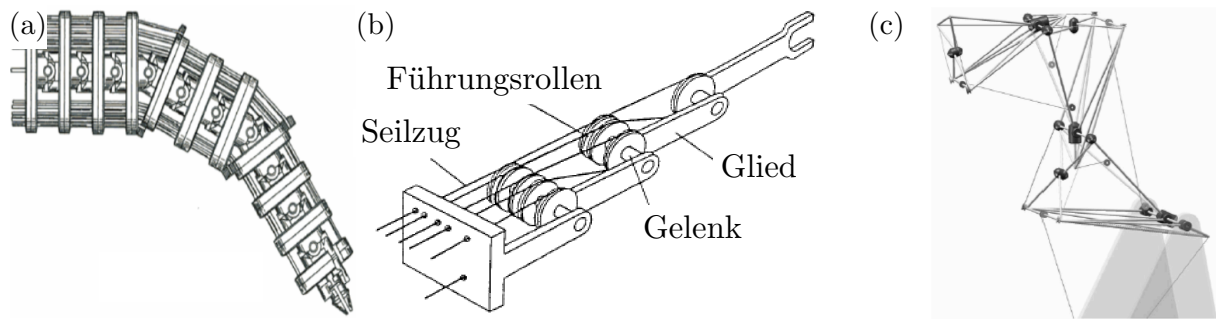


Bild 1.5: Elektromechanisch fernaktuierte hyper-redundante Roboter: (a) TENSOR-ARM [35, 36], (b) CT-ROBOT [12], (c) TENDRIM [37]

(B) *Pneumatische Direktaktuierung*: Bei fluidtechnischen Antrieben ist der Aufbau mit einem klassischen Kardangelenken ebenso am häufigsten vertreten. Bei dem Roboter OMNI-TREAD (2005) [38] und einer Roboterschlange der norwegischen Forschungsorganisation SINTEF (2008) [39] erfolgt die Steuerung durch vier pneumatische Bälge, welche um das Gelenk herum direkt zwischen den Gliedern angeordnet sind, vgl. Bild 1.6 (a, b).

(C) *Hydraulische Direktaktuierung*: Der hydraulisch aktuierte HYDRABOT [20] wurde 2009 im Rahmen einer Studienarbeit an der Universität Waterloo in Kanada für den Einsatz im Bereich der Unterwasserrobotik entworfen und ist vergleichbar mit dem 2 DOF KNUCKLE [40] von D. Tesar, siehe Bild 1.2 (c). Er besteht aus identischen Modulen mit jeweils einem Drehgelenk. Die Module können wahlweise gleichgerichtet oder orthogonal zueinander in Serie verbunden werden. Der Antrieb des Kardankreuzes erfolgt über die Kolbenstange der in den Gliedern befestigten Hydraulikzylinder.

Von M. Minsky wurde 1968 der MINSKY-ARM und der TENSOR-ARM für Tiefseearbeiten entwickelt [41]. Die 12 Freiheitsgrade der Strukturen werden mit fünf Kardangelenken und zwei Schwenkantrieben erzeugt. Mit einer Eigenmasse von 100 kg und einer Nutzlast von 50 kg kann er, wie viele der hier beschriebenen hydraulisch aktuierten Roboter, den Leichtbaustrukturen zugeordnet werden. Von D. Tesar wurden im Jahr 1989 Segmente für einen modularen hydraulischen Roboter [40] nach dem selben Prinzip entwickelt, siehe Bild 1.6 (c). Die Forschungsorganisation SINTEF entwickelte 2006 die wasserhydraulische Roboterschlange SNAKEFIGHTER [42] ebenfalls nach diesem Aufbau. Durch die Vergrößerung des Kardankreuzes zu einem Ring mit dem Außendurchmesser des Roboters konnte ausreichend Platz zur Durchführung aller hydraulischen und elektrischen Versorgungs- bzw. Signalleitungen gewonnen werden. Hervorzuheben sind ebenso die Roboter SCHILLING TITAN 4 [43] und SARCOS DEXTROUS ARM [44], beide mit sieben Freiheitsgraden, und der Roboterarm [45] von M. Zhao mit 10 Freiheitsgraden. Die Ursachen für die Verbreitung hydraulisch aktuierter Roboter im Unterwasserbereich wird in der Quelle [46] beschrieben.

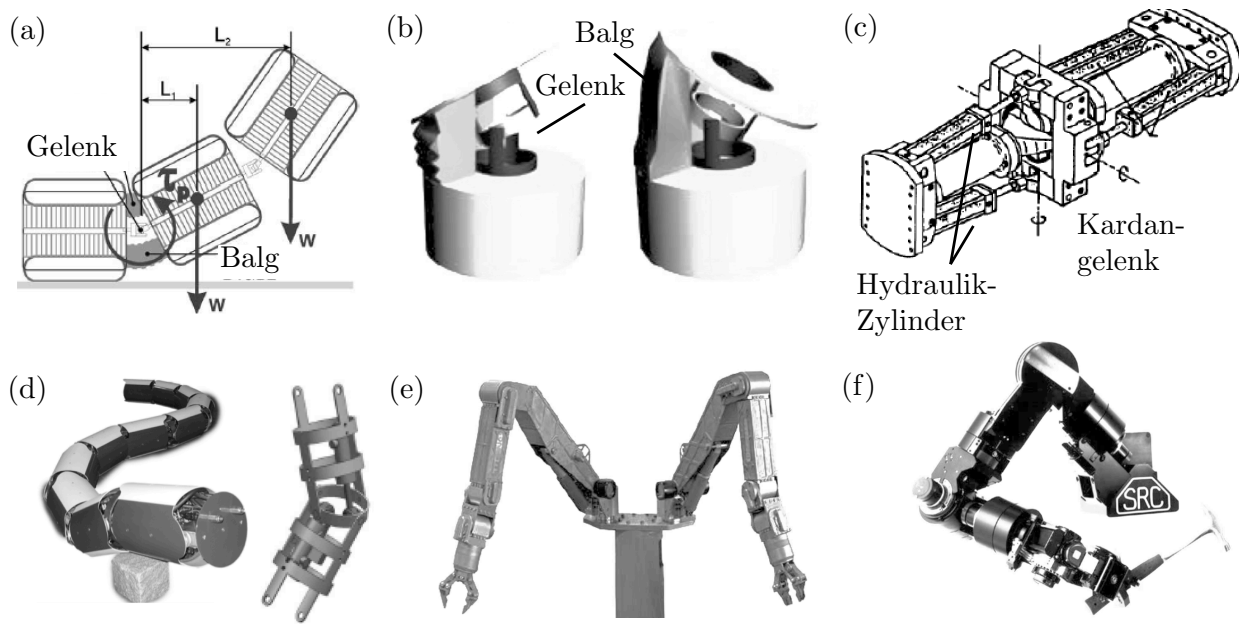


Bild 1.6: Pneumatische Aktuierung mit Bälgen: (a) OMNI-TREAD [38] und (b) Gelenk der Forschungsorganisation SINTEF [39]; Hydraulische Aktuierung mit Linearaktuatoren am Kardankreuz: (c) 2 DOF KNUCKLE [40], (d) SNAKEFIGHTER [42], (e) SCHILLING TITAN 4 [43] und (f) SARCOS DEXTROUS ARM [44]

**Kontinuierliche hyper-redundante Roboter** haben keine definierten Gelenke und verformen sich kontinuierlich über ihre gesamte Struktur. Dadurch besitzen sie eine unendliche Anzahl an Freiheitsgraden, was in Anbetracht einer endlichen Anzahl von Aktuatoren zwangsläufig in einer Unteraktuierung resultiert. Die natürlichen Vorbilder dieser Strukturen sind die Tentakeln von Kraken oder die Rüssel von Elefanten [5]. Umfangreiche Informationen zu kontinuierlichen Robotern können den Quellen [5, 47] entnommen werden. In [48] wird besonders der Steuerungsaspekt eingehend betrachtet.

**Aktuatorstechnologien kontinuierlicher hyper-redundanter Roboter:** Von D.W. Robinson [47] werden für kontinuierliche Roboter die Aktuatorprinzipien intern, extern und hybrid unterschieden.

(A) *Interne Aktuierung:* In dieser Gruppe treten Formgedächtnislegierungen (SMA), elektroaktive Polymere (EAP) sowie die Pneumatik als dominierende Antriebstechnologie auf. Die Aktuatorarten SMA und EAP werden an dieser Stelle nicht weiter betrachtet, da sie durch die geringen Verformungswege und/oder Kräfte nur bedingt relevant für die klassische Industrierobotik sind. Eine umfangreiche Zusammenstellung zur Anwendung dieser Aktuatorstechnologien in kontinuierlichen Robotern liefert die Quelle [48]. Bei pneumatisch aktuierten kontinuierlichen Robotern erfolgt der Aufbau der zumeist räumlichen Roboter im Wesentlichen nach dem gleichen Prinzip: Zwischen zwei Platten werden i.d.R. drei paral-

lel angeordnete pneumatische Muskeln im Winkel von 120 Grad zueinander befestigt. Die Muskeln erfahren durch Druckbeaufschlagung eine Längenänderung und je nach Ansteuerung ergibt sich eine entsprechende translatorische und/oder rotatorische Relativbewegung zwischen den Platten. In den Roboterstrukturen FLEXIBLE MICROACTUATOR (1991) [49], dem OCTARM [50, 51] aus dem Jahr 2006, der Roboterschlange SLIM SLIME I [52, 53, 54] und der Hand des AMADEUS-PROJECTS [55] wurde dieses Konzept erfolgreich umgesetzt, siehe Auswahl in Bild 1.7 (a, b). Ein grundsätzlich anderes Konzept wurde von H. Tsukagoshi mit dem ACTIVE HOSE Roboter [56] entwickelt, siehe Bild 1.7 (c). Die schlauchförmigen Aktuatoren sind in elastische und unelastische Abschnitte unterteilt und spiralförmig auf der äußeren Geometrie des Roboters aufgewickelt. Die Hauptverformung erfolgt durch eine Querschnittsänderung der elastischen Schlauchsegmente – die Längenänderung trägt nicht zur Bewegungserzeugung bei.

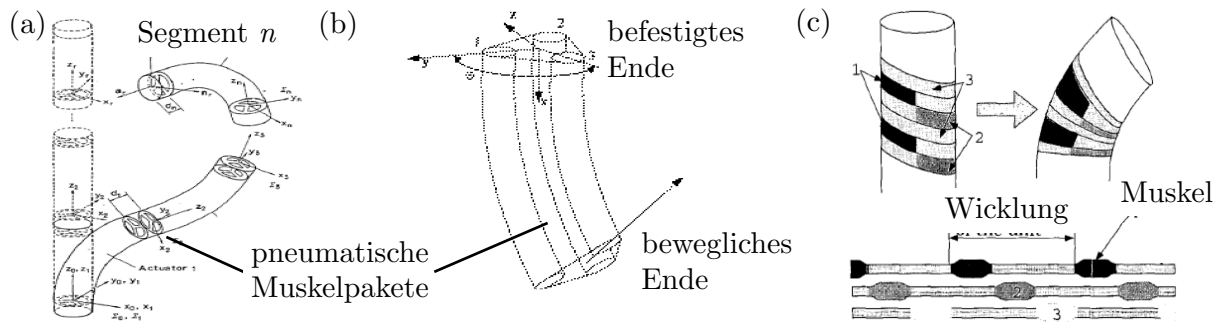


Bild 1.7: Pneumatisch aktuierte kontinuierliche hyper-redundante Roboter mit interner Aktuierung: (a) FLEXIBLE MICROACTUATOR [49], (b) AMADEUS-PROJECT [55], (c) ACTIVE HOSE ROBOTER [56]

(B) *Externe Aktuierung:* In dieser Gruppe wird die Struktur mit Seilzügen aktuiert, während sich die elektrischen, pneumatischen oder hydraulischen Aktuatoren in der Basis des Roboters befinden. Die mit Seilzügen gesteuerten Roboter können als Abwandlung und Weiterführung des diskreten TENSOR-ARMS betrachtet werden, siehe Bild 1.5 (a). Das Steuern von Seilzügen endeffektornaher Abschnitte erfolgt nicht rückwirkungsfrei auf basisnahe Abschnitte und umgekehrt. Der ELEPHANT'S TRUNK MANIPULATOR (1999) [57] von D. Walker ist ein quasi-kontinuierlicher Roboter, der dem seriellen Aufbau aus Gliedern und Kardangelenken ähnelt, siehe Bild 1.8 (a). Im Unterschied zum TENSOR-ARM sind die Gelenke nicht einzeln, sondern gruppenweise aktuiert. Jeweils vier Seilzüge steuern Segmente mit vier oder mehr Kardangelenken. Untereinander sind diese mit Federn verbunden, wodurch eine gleichmäßige bzw. kontinuierliche Verformung erzeugt werden kann. Die Struktur des SPINE ROBOT [58, 59] verformt sich ebenso quasi-kontinuierlich, allerdings ohne den Einsatz von Kardangelenken und Federn, siehe Bild 1.8 (b). Stattdessen sind die Glieder des

Roboter als elliptische Körper gestaltet, die miteinander räumliche Kurvengelenke bilden und deren Winkel sich zueinander in Abhängigkeit der anliegenden Seilkräfte einstellen. Der SPINE ROBOT wurde 1984 für Lackierarbeiten an Karosserien des Fahrzeugherstellers VOLVO entwickelt und konnte sich im Einsatz nicht bewähren [41]. Die Struktur vollwertiger kontinuierlicher Roboter besteht aus passiven elastischen Elementen. Der Roboter ELASTOR (1983) [60] von S. Hirose besteht aus acht übereinander gestapelten Spiralfederpaketen, welche einzeln aus der Roboterbasis heraus über Seilzüge verspannt werden können, siehe Bild 1.8 (c). Beim Einsatz von drei Seilzügen pro Federpaket werden zwei rotatorische und ein translatorischer Freiheitsgrad in Richtung der Federachse ermöglicht. Andere Varianten kontinuierlicher Roboter verwenden einen biegeweichen Stab, wie beispielsweise der ELEPHANT TRUNK TYPE ELASTIC MANIPULATOR [61, 62], der TENTACLE ROBOT (1998) [63] oder der FLEXIBLE ELEPHANT TRUNK ROBOT (2006) [64]. Durch die minimale Längenänderung des Stabes entfällt der translatorische Freiheitsgrad. Der Roboterarm von OC ROBOTICS (2003) [65, 66, 67] wurde im Gegensatz zu den bereits erwähnten kontinuierlichen Robotern über Forschungsanwendungen hinaus bei Rohrinspektionen bzw. -reparaturen eingesetzt.

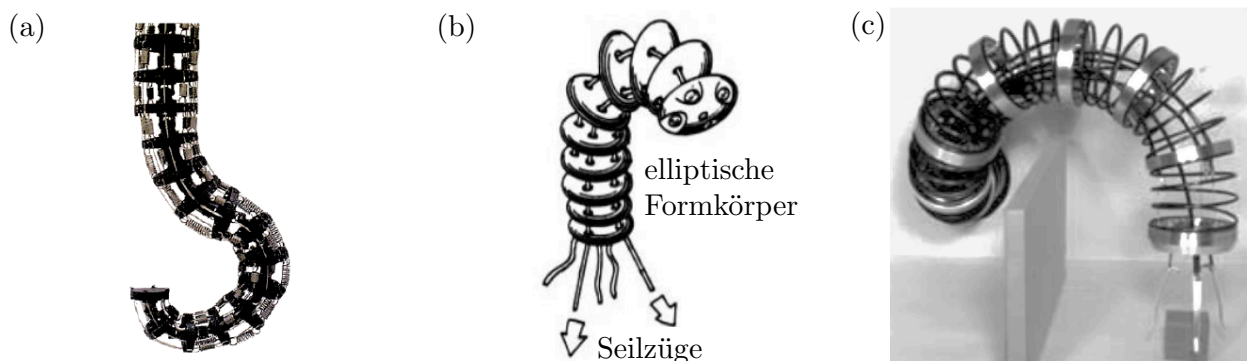


Bild 1.8: Kontinuierliche hyper-redundante Roboter externer Aktuierung: (a) ELEPHANT'S TRUNK MANIPULATOR [57], (b) SPINE ROBOT [58], (c) ELASTOR [60]

(C) *Hybride Aktuierung*: Diese dritte und letzte Gruppe der kontinuierlichen hyper-redundanten Roboter stellt meist eine Kombination aus pneumatischer Aktuierung und Seilzugaktuierung dar. Roboter dieser Gruppe sind mit den extern aktuierten, vollwertigen kontinuierlichen Robotern vergleichbar. Der Unterschied besteht darin, dass das elastische passive Element mit einem aktiven pneumatischem Element ersetzt wird. Dieser Robotertyp verfügt dadurch über einen zusätzlichen translatorischen Freiheitsgrad und kann innere Kräfte durch Verspannung erzeugen. Beispiele für hybrid aktuierte kontinuierliche Roboter sind der KSI TENTACLE MANIPULATOR (1994) [68, 69], der AIR-OCTOR (1995) [70], der SLIM SLIME II (2002) [71] und ein aus piezoelektrischen und hydraulischen Elementen konzipierter Roboterkatheter [72] für die Minimal-invasive Chirurgie.

**Hybride hyper-redundante Roboter** bestehen aus parallel aktuierten Modulen, die in serieller Form miteinander verbunden sind. Diese Roboter haben im Gegensatz zur vorhergehenden Gruppe eine endliche Anzahl kinematischer Freiheitsgrade und verbinden die Vorteile serieller und paralleler Roboterstrukturen.

Die meisten hybriden parallelen Roboter bestehen aus sogenannten *variable-geometry-truss* (VGT) Strukturen, siehe Bild 1.9. Diese VGT-Strukturen sind aktuierbare Stabtragwerke aus dreieckigen Grundelementen, bei denen im Idealfall die Stäbe ausschließlich Zug- oder Druckbelastungen ausgesetzt sind und deshalb eine hohe Steifigkeit bei geringem Eigengewicht versprechen. VGT-Strukturen kommen in Tetraeder-, Oktaeder-, Decahedron- und Dodecahedron-Bauweise vor. Die Tetraeder- wurde, genauso wie die Decahedron- und Dodecahedron-Struktur, nur in wenigen Fällen weiterverfolgt [73]. Im Jahr 1985 wurde von M. Mikulas und R. Crawford mit einem Patent [74] eine serielle Tetraeder-Struktur vorgestellt, siehe Bild 1.9 (a). Die Anzahl der aktuierten Stäbe wurde dabei offen gelassen und es kam nie zu einer realen Umsetzung durch die Autoren. Diese Struktur wurde 1990 erneut aufgegriffen und mit der Aktuierung sämtlicher Stäbe von S. Jain [75] umgesetzt. In einem Entwurf von S. Curtis et al. (2007) [76] und diversen darauf basierenden Modellen wurde ebenso jeder Stab des Tetraeders aktuiert. Das Entwurfziel war allerdings der Aufbau modularer rekonfigurierbarer Roboter anstelle reiner makroskopisch serieller Strukturen. Der einzige reine VGT-Roboter ist dabei der TETROBOT [77], da er über echte sphärische Gelenke verfügt, bei denen die Stabachsen in einem virtuellen Gelenkdrehpunkt zusammenfallen. Dadurch ist die Struktur theoretisch frei von Biegemomenten. Ein planarer VGT-Roboter mit 30 Freiheitsgraden und jeweils drei Freiheitsgraden pro Modul wurde Anfang der 90er von S. Chirikjian und W. Burdick vorgestellt [3, 7], siehe Bild 1.9 (b).

Von allen Grundgeometrien erwies sich die Oktaeder-Struktur als vorteilhafteste und wurde erstmalig im Jahr 1984 von K. Miura [78, 79] bzw. von M. Rhodes [80] entwickelt und technisch umgesetzt, siehe Bild 1.9 (c). I.d.R. erfolgt die Aktuierung eines Oktaeder-Roboters in dem Dreieck, welches sich zwei aneinander angrenzende Oktaeder teilen. Jede dieser Dreiecksebenen wurde in den Entwürfen von K. Miura aktuiert, während in den Entwürfen von M. Rhodes und darauf aufbauenden Projekten – Robertshaw/Reinholtz 1988 bei der NASA [81], P.C. Hughes u.a. 1991 mit MARK I (Bild 1.9 (d)), auch TRUSSARM genannt [82], und MARK II aus dem Jahr 1995 [83, 84] – nur jede zweite Dreiecksebene aktuiert wurde. In einer weiteren Variante von R.S. Stoughton wurden alle passiven Stäbe der Fachwerkstruktur durch Aktuatoren ersetzt [85].

Weitere Realisierungen des VGT-Konzepts können durch seriellcs Zusammenschalten von *Tri-*, *Tetra-* und *Hexapods* erreicht werden, wie beispielsweise der aus vier in Serie geschalteten *Hexapods* bestehende LOGABEX LX [86, 87] oder der aus *Tripods* bestehende Roboterarm [45] von M. Zhao, siehe Bild 1.9 (e).

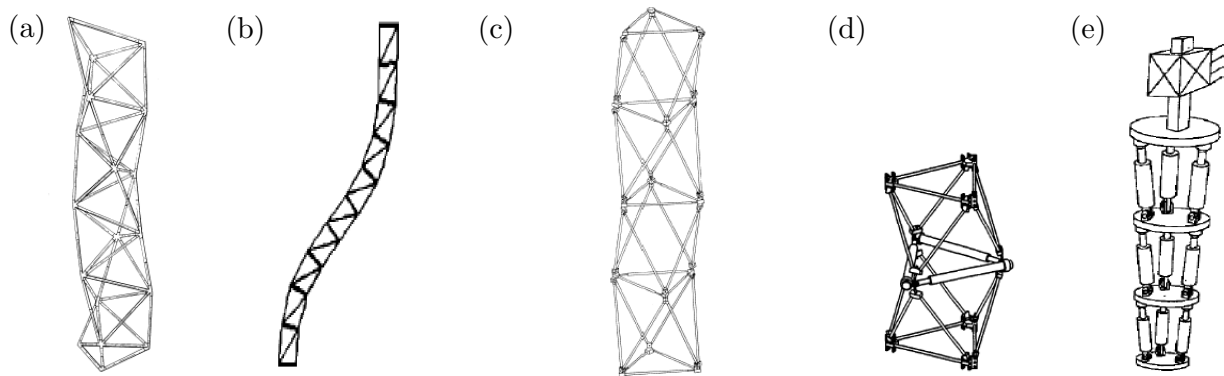


Bild 1.9: Hybride Roboter: (a) TETRAHEDAL BEAM [74], (b) planare VGT-Struktur [3, 7], (c) MARK I [81], (d) Oktaeder Arm [79, 80], (e) M. Zhao's Roboterarm [45]

**Aktuierungstechnologien hybrider hyper-redundanter Roboter:** Die Antriebe aller bisher genannten VGT-Roboter sind Linearaktuatoren, bestehend aus Kugelgewindespindeln und Servomotoren. In den 90er Jahren entwarfen J. Suthakorn und S. Chirikjian zwei binär aktuierte Roboter mit pneumatischen Aktuatoren nach dem VGT-Prinzip. Der erste Roboter besteht aus in Serie geschalteten *Hexapods*, während der zweite Roboter aus planaren Segmenten mit drei Freiheitsgraden besteht. Diese wurden durch zwischengeschaltete rotatorische Segmente zu einem räumlichen Roboterarm erweitert. Der erste mit pneumatischen Bälgen aktuierte hyper-redundante Roboter ORM [88] wurde 1965 an der STANFORD UNIVERSITY entwickelt. Er besteht aus sieben Scheiben, welche durch aufblasbare Bälge miteinander verbunden sind. Die Bälge können die zwei Zustände druckbeaufschlagt und entlastet annehmen. Aufgrund der unzureichenden Genauigkeit der nachgiebigen Aktuatoren wurde das Projekt allerdings eingestellt. Ein hydraulisch aktuierter hybrider Roboter wurde 1995 von M. Zhao et al. vorgestellt [45], siehe Bild 1.9 (e). Die einzelnen Plattformen des Roboters sind über jeweils drei Hydraulikzylinder miteinander verbunden. Durch die Anbringung von Drehgelenken an der Kolbenstange und sphärischen Gelenken am Kolben der Hydraulikzylinder werden die Freiheitsgrade der Module auf zwei rotatorische und einen translatorischen beschränkt.

### 1.2.2 Gefahrenreduzierende Maßnahmen

**Sicherheitsanforderungen, Normen und Standards:** Je nach Einsatzgebiet und Umgebungsbedingungen existieren unterschiedlichste Reglements für Sicherheitsanforderungen, Normen und Standards bei Robotern in Interaktion mit ihrer Umgebung. Im Wesentlichen wird zwischen nicht kollaborierenden und kollaborierenden Robotern unterschieden.



(A) *Nicht kollaborierende Roboter*: In industriellen Anwendungen muss diese Robotergruppe mit trennenden oder nicht trennenden Schutzeinrichtungen gesichert sein. Bei den trennenden Schutzeinrichtungen wird zwischen feststehenden Schutzeinrichtungen (Umzäunungen oder Kabinen) und beweglichen Schutzeinrichtungen (Schutztüren oder Schutzfenster) unterschieden. Unter nicht trennenden Schutzeinrichtungen versteht man technische Systeme wie Lichtvorhänge, Scanner, Schalmatten oder Zwei-Hand-Schaltungen [89]. Diese Schutzeinrichtungen müssen steuerungstechnisch mit der Bewegung des Roboters verknüpft sein, um ein Stillsetzen des Roboters bei einer Annäherung oder Zugriff des Menschen in den Arbeitsraum des Roboters zu garantieren. Bei Nachlaufbewegungen des Roboters muss die Schutzeinrichtung den Zugriff ausreichend lang verzögern können [90]. Beim Einrichten des Roboters ist meist ein Zugang in den Arbeitsraum erforderlich. Unter dieser Bedingung ist die Arbeitsgeschwindigkeit des Roboters i.d.R. auf 0,25 m/s beschränkt und der Bewegungsablauf erfolgt meist im Einzelschrittmodus mit dreistufigen Zustimmschaltern. Außerdem muss das Handprogrammiergerät mit einer Notstopp-Vorrichtung ausgestattet sein. Sekundärgefahren, wie das Berühren eines scharfkantigen oder rotierenden Werkzeugs, müssen gesondert abgesichert sein. Bei kooperierenden Systemen, bei denen mehrere Roboter ein Werkstück handhaben, müssen beim Einrichten der Systeme alle Roboter vom Einrichter einsehbar und zu jedem Zeitpunkt über das Handprogrammiergerät unter seiner Kontrolle sein, siehe Bild 1.10 (a). Aus Gründen der Platzersparnis kann oft nicht der komplette Arbeitsraum des Roboters umzäunt werden. Es sind zusätzliche Sicherheitsmaßnahmen, z.B. mechanische Anschläge, starke Zäune, separate Überwachung der Robotersteuerung, Kontaktschalter an den Achsen oder im abgetrennten Bereich angeordnete Lichtvorhänge vorzusehen, siehe Bild 1.10 (b). Wenn die Schutzeinrichtung begehbar ist, um beispielsweise ein fertiges Werkstück zu entnehmen, müssen gefahrenbringende Bewegungen durch einen Quittierschalter freigegeben werden. Dieser muss sich außerhalb der Gefahrenzone befinden.

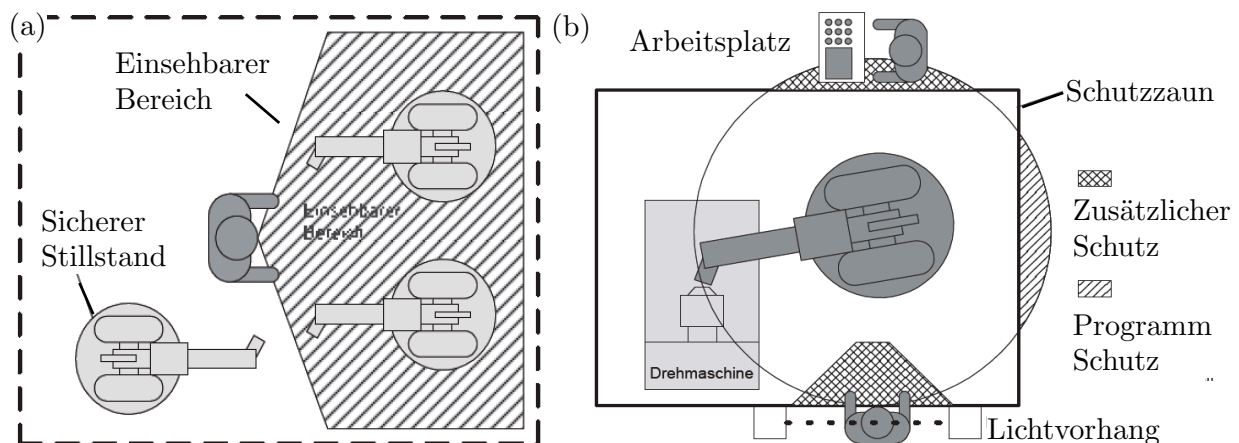


Bild 1.10: (a) Einrichtung kooperierender Systeme, (b) Arbeitsraumüberschneidung [90]

(B) *Kollaborierende Roboter*: Roboter dieser Klasse stehen in Kontakt mit dem Menschen und assistieren ihm. Aus diesem Grund ist auch häufig die Bezeichnung Assistenzroboter anzutreffen. Die hohe Präzision, hohe Traglasten und die Wiederholgenauigkeit der Roboter kann dadurch mit der Flexibilität, der Feinfühligkeit und der guten Hand-Augen-Koordination des Menschen verbunden werden. Dies erhöht die Ergonomie, Effizienz und die „Flexibilität und Adaptivität bezüglich Einsatzort der Handhabungstechnik, Kapazität, Erfahrung und Wissen des Personals sowie bezüglich Art und Umfang der Aufgabenstellung“ [91]. In der Kategorie kollaborierende Roboter gelten, bedingt durch das hohe Verletzungsrisiko bei Kollisionen, die höchsten Sicherheitsanforderungen. Die Robotersteuerung muss, wie bei nicht kollaborierenden Robotern, separat überwacht werden, um Geschwindigkeiten und Verfahrwege zu kontrollieren. Das Bedienpersonal muss entsprechend geschult und mit ausreichender Schutzausrüstung bekleidet sein. Außerdem muss für jeden kollaborierenden Roboter, individuell je nach Typ, Arbeitsaufgabe und Umgebung eine Gefährdungsanalyse und Risikobeurteilung auf Grundlage von DIN ISO 14121-1 und DIN ISO 10218 erfolgen. Nach DIN EN ISO 10218-1 darf die Bahngeschwindigkeit des Endeffektors von 0,25 m/s, eine dynamische Leistung von 80 W und eine statische Kraft von 150 N bei unverkleideten Robotern nicht überschritten werden. Diese Forderungen schränken die Leistungsfähigkeit der Roboter zumeist erheblich ein. Nach der seit 2010 geltenden Norm DIN EN 10218-2 (Roboteranlagen) muss der Roboter bei Handführung am Übergabepunkt stoppen und ab da mit einem Joystick oder Kraft-Momentsensor in Verbindung mit einem Zustimmschalter weitergeführt werden. Die Kraft- und Leistungsbegrenzungen müssen konstruktiv oder durch eine sichere Steuerung mit Überwachung der Geschwindigkeit und/oder des Drehmoments, einem zusätzlichen Kollisionsschutz durch taktile Schutzeinrichtung und zusätzliche Handschutzmaßnahmen am Werkzeug abgesichert werden. Bei kraft- und momentenbegrenzten Robotern dürfen die Kantenradien zudem fünf Millimeter nicht unterschreiten. Medizinische bzw. biomechanische Grenzwerte fehlen in beiden Normen [92]. Die Auswirkung einer Mensch-Roboter-Kollision werden in der Quelle [93] anhand einer Feldsimulation des menschlichen Kopfes mit einem Roboter vorgenommen. In [94] und [95] wird unter Betrachtung der Sicherheitsstandards und -kriterien ein Sicherheitsmonitoring-System für Standard-Industrieroboter vorgeschlagen.

**Modifikationsstrategien zur Reduzierung des Gefahrenpotenzials:** Die Interaktion eines Roboters mit seiner Umgebung ist ein unvermeidlicher Bestandteil seines Aufgabenbereiches. Der Roboter muss sich einem Objekt in geeigneter Weise nähern und mit diesem interagieren, ohne die Umgebung, die eigene Struktur oder das Handhabungsobjekt zu beschädigen. Ist die exakte Position aller Objekte im Arbeitsraum des Roboters bekannt, gibt es gute Strategien, um diese Anforderungen zu erfüllen. Weichen die erwarteten von den tatsächlichen Objektpositionen ab, kann es zu unerwünschten Kollisionen kommen, die vor

allein bei Beteiligung des Menschen erhebliche Folgen haben können. Um das Gefahrenpotenzial eines Roboters bei der Interaktion mit seiner Umgebung zu reduzieren, existieren verschiedene Ansätze. Diese lassen sich nach Steuerungs- und Entwurfsmodifikationen klassifizieren [96], siehe Bild 1.11.

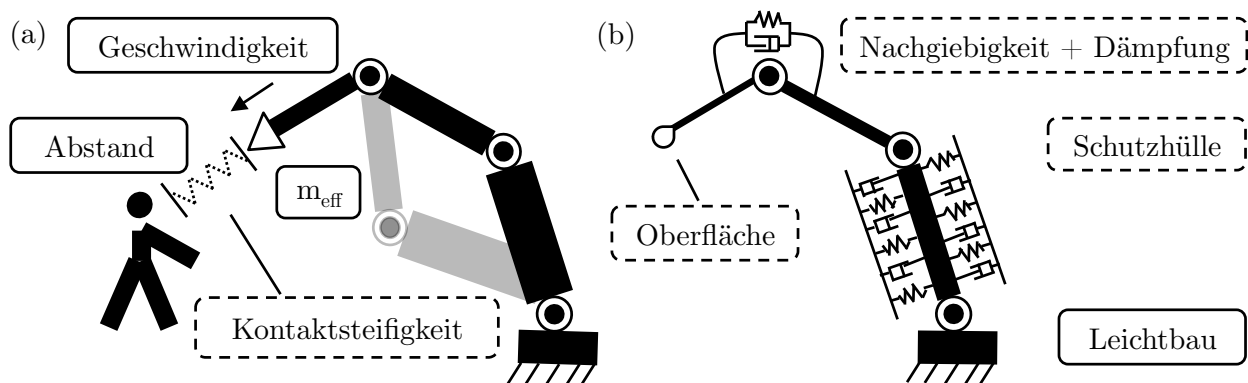


Bild 1.11: Modifikationsstrategien mit Wirksamkeit — vor der Kollision - - - nach der Kollision: (a) Steuerung, (b) Entwurf

(A) *Steuerungsmodifikationen:* Die beste Steuerungsstrategie ist das Einhalten eines ausreichenden Abstandes zwischen dem Roboter und seiner Umgebung, wodurch entweder die Kollision mit der Umgebung vermieden oder bei Annäherung an ein Hindernis ausreichend Zeit zum Abbremsen garantiert werden kann. Vor allem bei bewegten Objekten ist dies nur schwer realisierbar. Außerdem kann die fehlerfreie Funktionalität der komplexen Sensorik und Steuerung nicht vollumfänglich garantiert werden. Neben dem Einhalten eines Sicherheitsabstandes muss deshalb auch die Bewegungsgeschwindigkeit des Roboters angepasst werden. Die Geschwindigkeit  $v$  vor einem Aufprall hat neben der am Stoßprozess beteiligten Masse  $m_{eff}$  einen entscheidenden Einfluss auf die Kontaktkraft  $F_K = m_{eff} \cdot (v - v')/\Delta t$  während der Kollisionsdauer  $\Delta t$  [97, 98, 99]. Um die am Stoßprozess beteiligte Masse zu reduzieren, existieren verschiedene steuerungstechnische Maßnahmen, die darauf abzielen, die am Endeffektor wirkende effektive Roboter Masse  $m_{eff}$  durch geeignete Gelenkkonfigurationen entlang einer Trajektorie zu reduzieren [100, 101, 102]. Vor allem bei einem hohen Grad an kinematischer Redundanz funktioniert diese Maßnahme gut.

Ist der Kontakt eingetreten, kann nur noch mittels entsprechender regelungstechnischer Maßnahmen eine erforderliche Gegenbewegung ausgeführt werden – oder die Kontaktsteifigkeit reduziert werden [103]. Die Auswirkung der beschriebenen Steuerungsmodifikationen wird ausführlich in [97] anhand eines dort eingeführten Verbesserungsgrades beschrieben.

(B) *Entwurfsmodifikationen:* Wie vorab beschrieben, spielt die an der Kollision beteiligte Masse eine entscheidende Rolle. Daher ist bereits beim Entwurf des Roboters auf eine möglichst geringe konstruktive Eigenmasse zu achten, wobei Leichtbaumaterialien/-strukturen und Antriebe mit einem hohen Kraft/Drehmoment-Eigenmasse-Verhältnis zu bevorzugen sind. Die Massen des Roboters können zudem auch zusätzlich durch die Implementierung einer passiven bzw. inhärenten Nachgiebigkeit in den Antrieben oder der Struktur selbst entkoppelt werden, was die am Kontakt beteiligte Stoßmasse reduziert und Zeit zum Einleiten von Gegenmaßnahmen verschafft. Ebenso sollte auf die äußere Form des Roboters geachtet werden. Oberflächen mit großem Radius und kleinem Reibwert sind zu bevorzugen, da sie zum einen die Flächenpressung reduzieren und zum anderen ein Abgleiten am Hindernis ermöglichen. Eine entsprechende nachgiebige Ummantelung des Roboters ist ebenso in der Lage die dynamische Kontaktkraft bzw. Aufprallenergie abzdämpfen [104]. Um wirksame Gegenbewegungen einzuleiten, muss die Kontaktstelle möglichst exakt lokalisiert werden. Dies kann beispielsweise mit einer Sensorhaut erfolgen, welche den Roboter umgibt [105].

**Roboter mit inhärenter Nachgiebigkeit:** Um das Gefahrenpotenzial eines Roboters zu begrenzen, muss oftmals seine Leistung stark herabgesetzt werden. Damit existiert ein Zielkonflikt zwischen dem Schutz der Umgebung und der Forderung nach einer möglichst hohen Roboterleistung [106], siehe Bild 1.12 (a). Um die zulässige Leistung des Roboters unter Beibehalt der Sicherheit der Umgebung zu erhöhen, können die Antriebe und Glieder der Roboterstruktur mit inhärenten Nachgiebigkeiten ausgestattet werden, siehe Bild 1.12 (b). Durch diese Maßnahme ist es möglich, die Trägheiten der Antriebe und der Roboterstruktur zu entkoppeln und somit die Kontaktkraft im Kollisionsfall zu reduzieren. Sinnvoll ist dies vor allem in Kombination mit einer Leichtbauweise der Strukturelemente des Roboters.

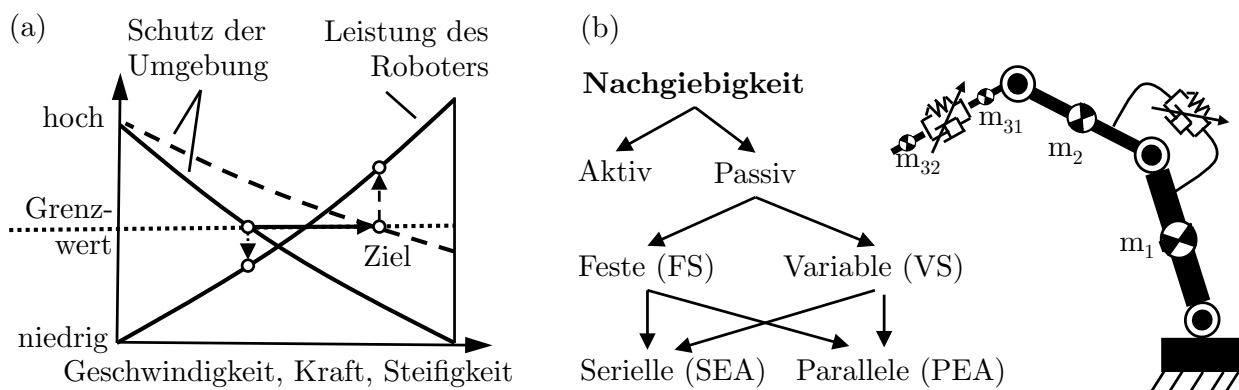


Bild 1.12: (a) Zielkonflikt zwischen Schutz der Umgebung und Roboterleistung, (b) Massenentkoppelung durch Nachgiebigkeit in den Antrieben und/oder der Struktur

Neben der Massenentkoppelung hat die variable Nachgiebigkeit auch weitere Vorteile. So können zum Beispiel die Kräfte bei Schockbelastung zum Schutz des Antriebs, der Struktur und der Umgebung minimiert werden und kritische Resonanzfrequenzen verlagert werden. Ebenso kann ein sichereres und feinfühligeres Interagieren mit dem Nutzer erfolgen. Zudem kann bei entsprechender Speicherfähigkeit der nachgiebigen Elemente die elastische Energie genutzt werden, um sie in Phasen hoher geforderter Dynamik freizusetzen oder um die Energieeffizienz des Roboters zu erhöhen, siehe Kapitel 1.2.3. Das Thema der variablen Nachgiebigkeit wird seit dem Jahr 2001 in der Robotik vor allem im Bereich der Mensch-Roboter-Interaktion, Prothesentechnik [107], Greifmechanismen [108] und Schreitroboter [109, 110] behandelt.

*Klassifikation:* Nach R. van Ham et al. [111] kann die Gruppe der nachgiebigen Elemente in aktive und passive Nachgiebigkeiten eingeteilt werden.

Eine aktive Nachgiebigkeit wird mit einem kraftgeregelten Aktuator erzeugt und kann während des Betriebs steuerungstechnisch beliebig verändert werden. Jedoch ist diese Methode nach S. Wolf et al. [112], aufgrund der durch die Signalverarbeitung und Trägheit des Aktuators verursachten Reaktionszeiten, ungeeignet, um auf Kollisionen zu reagieren.

Elemente passiver bzw. *inhärenter* Nachgiebigkeit enthalten dahingegen ein Strukturelement, wie beispielsweise eine Feder, welches sich ohne Zeitverzug verformen kann. Diese Gruppe wird in die Kategorien der festen (*fixed-stiffness*, FS) und variablen (*variable-stiffness*, VS) passiven Nachgiebigkeiten eingeteilt. Bei beiden ist, im Gegensatz zur aktiven Nachgiebigkeit, die Möglichkeit der Energiespeicherung prinzipiell gegeben.

In der Gruppe der festen Nachgiebigkeiten ist die Verformungskennlinie konstant und abhängig vom nachgiebigen Element. In [113, 114] wird mit dem  $DM^2$ -Prinzip eine Möglichkeit der Regelung von Robotern mit konstanten passiven Elementen vorgeschlagen. In der Gruppe der variablen passiven Nachgiebigkeiten kann die Verformungskennlinie durch einen zusätzlichen Aktuator beeinflusst werden. So schlägt A. Bicchi et al. [115, 116, 117] beispielsweise vor, nach dem sogenannten VST-Prinzip (*fast & soft - slow & stiff*), den Wert der Nachgiebigkeit in Abhängigkeit der Geschwindigkeit zu regeln. Dabei ist bei hohen Geschwindigkeiten zur Kontaktkraft- und somit Gefahrenreduzierung eine starke Massenentkoppelung der Roboterstrukturelemente erforderlich, was eine hohe Nachgiebigkeit des Roboters erfordert. Bei geringen Geschwindigkeiten liegt ein reduziertes Gefahrenpotenzial vor. Meist wird eine gute Regelbarkeit zur exakten Positionierung gefordert, was mit einer geringen Nachgiebigkeit des Roboters besser zu realisieren ist. Eine geringere Nachgiebigkeit ist auch in Beschleunigungsphasen erforderlich, da die erforderliche Energie wirksamer in die Roboterstruktur eingebracht werden kann. Das Thema Kollisionsdetektion und -reaktion mit einer nachgiebigen Roboterstruktur wird in [118, 119, 120] diskutiert.

Werden die Nachgiebigkeiten mit einem Antrieb verbunden, spricht man je nach Verschaltungsart von *Seriell Elastischen Antrieben* (SEA) und *Parallel Elastischen Antrieben* (PEA). Bei SE-Antrieben befindet sich zwischen Antrieb und Last eine Nachgiebigkeit [121, 122, 123]. Diese Antriebe können eine konstante oder variable Nachgiebigkeit aufweisen und translatorischer [124, 125, 126, 127, 128, 129] oder rotatorischer [130, 131] Natur sein. Bei PE-Antrieben wirkt der Antrieb und die parallel geschaltete Nachgiebigkeit auf die Last [132]. Es gibt verschiedene Konzepte zum Erzeugen einer inhärenten variablen Nachgiebigkeit, die im Folgenden kurz vorgestellt werden sollen. Das erste Prinzip einer antagonistisch gesteuerten Nachgiebigkeit ist dabei prinzipbedingt ein Antrieb variabler Nachgiebigkeit, da die Nachgiebigkeit und der Drehwinkel separat eingestellt werden kann. Alle anderen Prinzipien eignen sich zum Erzeugen einer variablen Nachgiebigkeit in der Roboterstruktur und in serieller oder paralleler Verschaltung mit einem Antrieb.

(A) *Antagonistisch gesteuerte Nachgiebigkeit*: Das natürliche Vorbild eines antagonistischen Antriebs stellt beispielsweise die Kombination aus Bizeps und Trizeps im menschlichen Arm dar. Das Beugen des Arms erfolgt durch ein Zusammenziehen des Bizeps und einem Entspannen des Trizeps – und umgekehrt für das Strecken des Arms. Die Bewegung wird dabei nur durch Zugkräfte erzeugt. Durch ein gleichmäßiges Anspannen beider Muskeln kann die Steifigkeit bzw. Nachgiebigkeit des Unterarms eingestellt werden. Bisher konnte in keiner technischen Realisierung eine – was das Kraft/Drehmoment-Eigengewicht-Verhältnis und den Einstellbarkeitsbereich der Nachgiebigkeit betrifft – vergleichbare Leistungsfähigkeit geschaffen werden. Im Bild 1.13 (a) ist eine mögliche technische Umsetzung des antagonistischen Prinzips dargestellt. Zwei Aktuatoren sind dabei über Federelemente mit dem Abtrieb verbunden. Die einzelnen Federelemente müssen eine nichtlineare Kraft-Weg-Charakteristik aufweisen, um die Nachgiebigkeit des Abtriebs zu variieren [111]. Außerdem müssen die Antriebseinheiten getrennt voneinander ansteuerbar sein.

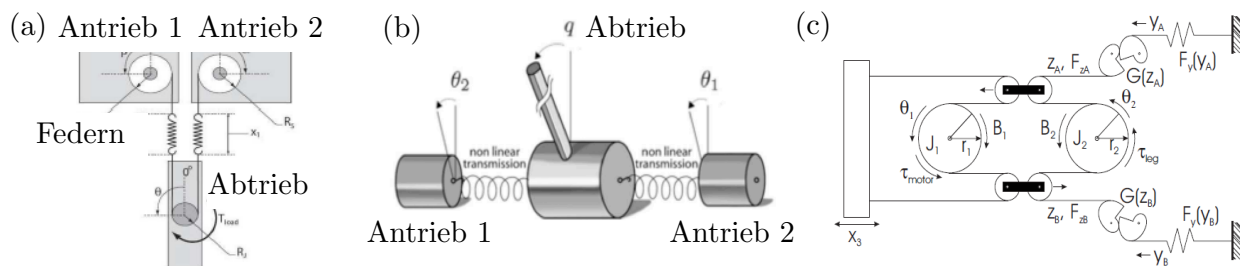


Bild 1.13: Antagonistisch gesteuerte Nachgiebigkeit: (a) Entwurf nach S. Migliore [133], (b) VSA-II [134], (c) AMASC-Entwurf mit Kurvenscheiben [135]

Mit einer derartigen Konfiguration ist es möglich, sowohl die Nachgiebigkeit als auch die Gleichgewichtsposition unabhängig voneinander einzustellen. Anstelle von Federelementen können auch pneumatische Muskeln eingesetzt werden, die unter Druckbeaufschlagung eine entsprechende Längenänderung erfahren [136, 137]. Regelungstechnische Aspekte der Realisierungsform einer antagonistischen Nachgiebigkeit werden in [138] dargestellt.

*(B) Strukturgesteuerte Nachgiebigkeit:* Die Nachgiebigkeit wird bei dieser Methode durch Änderung physikalischer Parameter eines Federelements eingestellt [111].

Bei einem Biegebalken kann dies zum Beispiel durch eine Änderung des Flächenträgheitsmoments oder der Länge erfolgen, siehe Bild 1.14 (a, b).

Die Nachgiebigkeit einer Spiralfeder ist direkt proportional zu der Anzahl ihrer freien Wicklungen. Durch Rotation einer in der Spiralfeder liegenden Spindel kann die Anzahl der freien Wicklungen und somit die Nachgiebigkeit des Federelements variiert werden. Eine technische Realisierung nach diesem Prinzip kommt im JACK SPRING ACTUATOR [139] zur Anwendung, siehe Bild 1.14 (c).

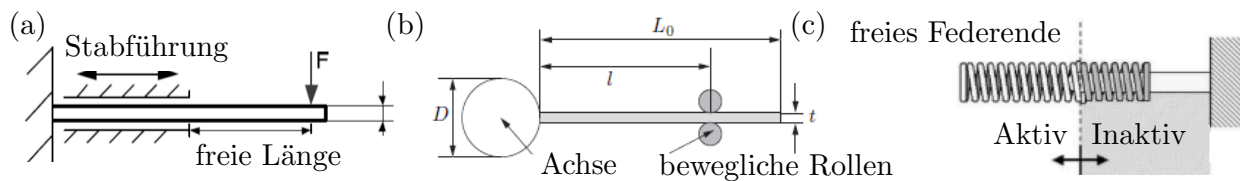


Bild 1.14: Strukturgesteuerte Nachgiebigkeit: (a) Parameteränderung eines Biegebalkens, (b) Realisierung nach J. Choi [140], (c) JACK SPRING ACTUATOR [139]

*(C) Mechanisch gesteuerte Nachgiebigkeit:* Im Gegensatz zur strukturgesteuerten Nachgiebigkeit wird die physikalische Eigenschaft des Federelementes nicht beeinflusst. Ein zusätzlicher Mechanismus sorgt dafür, dass entweder die Wegübersetzung oder die Vorspannung eines Federelementes verändert wird [111].

Um die Wegübersetzung zu ändern, muss die effektive Länge des Hebelarmes variiert werden. Dies kann durch Verlagerung des Aufhängungs-, Federangriffs- und/oder Kraftangriffspunktes des Hebels erfolgen. Ein Beispiel für die technische Umsetzung einer variablen Wegübersetzung durch die Verlagerung des Federangriffspunktes ist der ACTUATOR WITH ADJUSTABLE STIFFNESS (AWAS) [141], siehe Bild 1.15 (a).

Das am DEUTSCHEN ZENTRUM FÜR LUFT- UND RAUMFAHRT entwickelte VS-JOINT [142] ist ein gutes Beispiel einer durch die Steuerung der Federvorspannung erzeugten variablen Nachgiebigkeit, siehe Bild 1.15 (b). Der Antrieb, der Abtrieb und der Mechanismus zur Einstellung der Nachgiebigkeit sind über ein *Harmonic Drive Getriebe*® miteinander verbunden. Am *Circular Spline* des Getriebes ist eine Kurvenscheibe befestigt. Wird die Kurvenscheibe

ausgelenkt, steigen die Rollenstößel entsprechend der Kurvenbahn und belasten die darüber liegenden Spiralfedern auf Druck. Die Federkraft generiert wiederum ein auf die Kurvenscheibe wirkendes zentrierendes Drehmoment. Mit einer Spindel und einem zusätzlichen Antrieb kann die Stauchung der Spiralfedern kontinuierlich verstellt werden, was eine Veränderung der Vorspannung zur Folge hat. Eine hohe Vorspannung bewirkt eine reduzierte Nachgiebigkeit zwischen An- und Abtrieb – und umgekehrt. Vorteilhaft ist, dass die Gleichgewichtssposition bei einer Änderung der Vorspannung bzw. Nachgiebigkeit des Systems erhalten bleibt. Gleiches gilt für eine alternative technische Umsetzung von G. Tonietti, siehe Bild 1.15 (c).

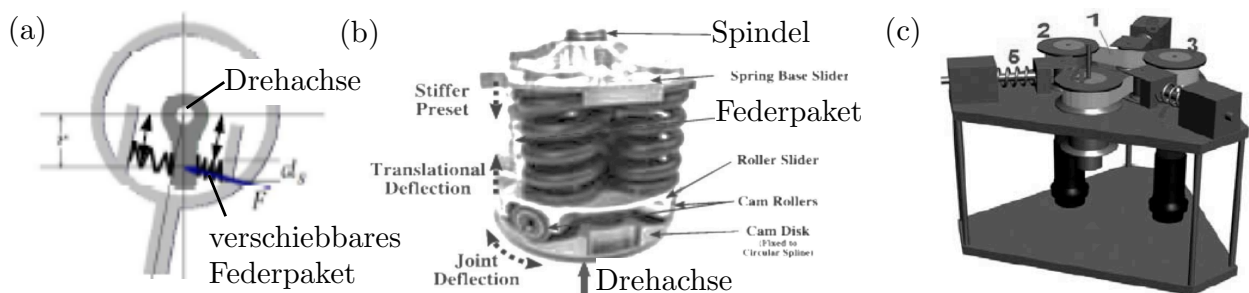


Bild 1.15: Mechanisch gesteuerte Nachgiebigkeit: (a) ACTUATOR WITH ADJUSTABLE STIFFNESS (AWAS) [141], (b) VS-JOINT vom DEUTSCHEN ZENTRUM FÜR LUFT- UND RAUMFAHRT [142], (c) Entwurf nach G. Tonietti [143]

(D) *Sonderformen*: Eine Einstellung der Nachgiebigkeit kann ebenso mit Magnetkräften [144], piezoelektrischen Elementen [145] und dielektrischen Elastomeren [146] erfolgen. Diese speziellen Sonderformen werden an dieser Stelle nicht weiter betrachtet, da sie keine Relevanz für die klassische Industrierobotik besitzen.

Die bisher dargestellten technischen Umsetzungen zur Erzeugung einer passiven variablen Nachgiebigkeit stammen aus der Roboterforschung und bewirken ein elastisches Übertragungsverhalten der Systeme. Eine Massenentkoppelung der einzelnen Robotersegmente kann allerdings auch durch Elemente realisiert werden, die ein nichtelastisches Verhalten aufweisen. Beispielsweise werden in Werkzeugmaschinen zur Unterbrechung des Kraftflusses im Kollisionsfall häufig spielfreie und formschlüssige Sicherheits- oder Überlastkupplungen verwendet. Diese besitzen sowohl eine hohe Auslösegenauigkeit als auch eine gute Auslösedynamik [147]. In hydraulischen Systemen werden Druckbegrenzungsventile zur Einstellung des Systemdrucks, zur Überlastsicherung der Antriebe und zur Begrenzung der Antriebsmomente oder -kräfte eingesetzt. Magnetorheologische Fluide erlauben des Weiteren, die Nachgiebigkeit hydraulischer Systeme in einem sehr begrenzten Bereich zu variieren [148].



### 1.2.3 Zykluseffiziente Roboterstrukturen

Die Zykluseffizienz eines Robotersystems wird durch viele Faktoren bestimmt. Durch eine geeignete Trajektorienplanung im Gelenkraum kann vor allem bei kinematisch hyper-redundanten Robotern in der steuerungstechnischen Ebene auf den zur Bewegungserzeugung erforderlichen Energieverbrauch des Roboters Einfluss genommen werden. Auf Entwurfsebene ist, neben der Reibung innerhalb der Roboterstruktur, die bewegte Eigenmasse ein wesentlicher Einflussfaktor. Es gilt: umso höher das Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis  $k_m$ , desto höher die erreichbare Zykluseffizienz. Konventionelle Industrieroboter weisen ein sehr schlechtes Verhältnis  $k_m$  auf, vgl. Tabelle 1.1. Gründe dafür sind im Wesentlichen das schlechte Kraft/Drehmoment-Eigengewicht-Verhältnis der Antriebe und die mit einem konstruktionsbedingten Eigenmassezuwachs verbundene hohe geforderte Gesamtsteifigkeit.

**Verbesserung der Zykluseffizienz durch Leichtbau:** Derzeit am Markt bzw. in der Forschung verfügbare Leichtbauroboterstrukturen weisen bereits ein sehr gutes Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis von bis zu eins auf, siehe Bild 1.16 und Tabelle 1.1. Drei wesentliche Nachteile schränken jedoch deren Tauglichkeit für den industriellen Einsatz ein:

(A) *Geringe Nutzlast:* Die elektromechanischen Antriebe der Leichtbauroboter weisen eine geringe Leistungsstärke auf. So ist beispielsweise die Nutzlast beim DLR III, als derzeit leistungsstärkster Leichtbauroboter, auf 14 kg begrenzt. Industrieroboter können dagegen Objekte mit einem Gewicht von bis zu mehreren Tonnen im Arbeitsraum bewegen.

(B) *Geringe Steifigkeit:* Exakte Positionier- und Bearbeitungsvorgänge erfordern eine hohe Gesamtsteifigkeit des Roboters. Leichtbauroboter weisen allerdings strukturbedingt eine geringe Steifigkeit auf. Diese beträgt beispielsweise beim BARRETT ARM-Roboter nur ca. 5.000 N/m [149] und ist im Vergleich zu dem konventionellen Roboter FANUC S-420F mit einer Steifigkeit von ca. 175.000 N/m [150] um ein Vielfaches geringer.

(C) *Kleiner Arbeitsraum:* Leichtbauroboter haben mit einem durchschnittlichen Arbeitsraumradius von einem Meter einen im Vergleich mit konventionellen Industrierobotern zwei- bis viermal kleineren Arbeitsraum.

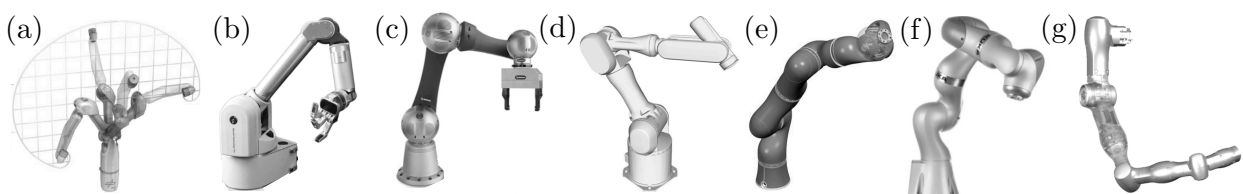


Bild 1.16: Leichtbau-Roboterstrukturen: (a) DLR MIRO [151], (b) BARRETT ARM [149], (c) POWERBALL LWA 4+ [152], (d) MITSUBISHI PA10 [153], (e) DLR III [154], (f) KUKA LBR 4+ [155], (g) LEROS-F [156]

Tabelle 1.1: Aufsteigend nach Nutzlast geordneter Vergleich von Leichtbaurobotern (oben) und konventionellen Industrierobotern (unten)

Typ	Achsen	Nutzlast [kg]	Eigengewicht [kg]	$k_m$
DLR MIRO [151]	7	3	9,8	0,3
BARRETT ARM [149]	4/7	4/3	25/27	0,16/0,11
POWERBALL LWA 4+ [152]	6	6	12	0,5
KUKA LBR 4+ [155]	7	7	16	0,44
MITSUBISHI PA10 [153]	7	10	38	0,264
DLR III [154]	7	14	14	1
LeRoS-F [156]	6	k.A.	k.A.	1
KR 16-3 S [DB]	6	16	235	0,068
KR 30-3 F [DB]	6	35	665	0,052
KR 60-3 F [DB]	6	60	900	0,066
KR 90 R2700 PRO [DB]	6	90	1060	0,085
KR 120 R1800 NANO [DB]	6	120	684	0,175
FANUC S-420F RJ2 [DB]	6	120	1600	0,075
KR 210 R2700 EXTRA [DB]	6	210	1060	0,2
KR 270 R2900 ULTRAK [DB]	6	270	1200	0,225
KR 420 R3080 [DB]	6	420	2420	0,173
KR 500 R2830 [DB]	6	500	2480	0,2
KR 1000 L750 TITAN [DB]	6	750	4740	0,158
KR 1000 TITAN [DB]	6	1000	4950	0,2
KR 1300 TITAN PA [DB]	6	1300	4690	0,277

### Verbesserung der Zykluseffizienz und Dynamik mit passiven Nachgiebigkeiten:

Der aktuell letzte Entwicklungsschritt in der Robotik ist die Implementierung einer variablen passiven Nachgiebigkeit in der Roboterstruktur, wie beispielsweise in den Robotern DLR FSJ [157] und DLR III [154]. Es ist zu erkennen, dass durch den Leichtbau und die nachgiebigen Elemente in der Roboterstruktur nicht mehr die gute Regelbarkeit/Bahngenauigkeit durch eine hohe Struktursteifigkeit im Vordergrund steht, sondern dass nach den Gesichtspunkten Sicherheit (siehe Kapitel 1.2.2), Leistungssteigerung und Energieeffizienz entwickelt wird [116]. Eine hohe Bahngenauigkeit kann dennoch durch entsprechende Regelungsstrategien unter Berücksichtigung der Nachgiebigkeiten erfolgen. Im Folgenden soll in Kurzform dargestellt werden, wie man die Zykluseffizienz und Dynamik eines Roboters durch die Implementierung einer passiven variablen Nachgiebigkeit steigern kann.

(A) *Verbesserung der Zykluseffizienz durch Erzeugen natürlicher Bewegungen:* Hierbei wird durch entsprechende Einstellung der nachgiebigen Elemente die natürliche Eigenbewegung der Roboterstruktur so angepasst, dass diese möglichst genau der gewünschten Trajektorie im Arbeitsraum entspricht. Im Idealfall müssen nach Anregung des Systems nur die

Energieverluste kompensiert werden. An einem einfachen Pendel wird von B. Vanderborght [158, 159] die Funktionsfähigkeit dieses Prinzips nachgewiesen. Von M. Uemura [160] wurde in ähnlicher Weise die Nachgiebigkeit der Aktuatoren mit einem iterativ lernenden Regler anhand einer Referenztrajektorie eingestellt.

(B) *Erhöhung der Dynamik*: Durch passive Nachgiebigkeiten kann die Dynamik des Systems verbessert werden, ohne die installierte Antriebsleistung zu erhöhen. Die in den Nachgiebigkeiten gespeicherte Energie wird dabei genau dann freigesetzt, wenn der Motor die geforderte Leistung nicht aufbringen kann. Nach dem Prinzip *stiff speed up – soft speed down* wird von A. Bicchi et al. vorgeschlagen, bei positivem Produkt aus Geschwindigkeit und Beschleunigung die Nachgiebigkeit zu reduzieren – und bei negativem Produkt, die Nachgiebigkeit zu erhöhen, um den Bewegungsenergiefluss zu steuern. Bild 1.17 (a) zeigt anhand eines am Doppelpendel befestigten Wurfobjektes, wie die Wurfweite in Abhängigkeit der Gelenknachgiebigkeiten beeinflusst werden kann [161].

(C) *Verbesserung der Zykluseffizienz durch Energiespeicherung*: Beim Verzögern der Roboterstruktur, bzw. Teilen der Roboterstruktur, wird die Bewegungsenergie in den nachgiebigen Elementen gespeichert und bei Beschleunigungsvorgängen dem System wieder zugeführt. In Bild 1.17 (b) wird anhand eines Doppelpendels dargestellt, wie die kinetische Bewegungsenergie bei Verzögerungsvorgängen in der passiven Gelenknachgiebigkeit gespeichert und zum Beschleunigen des Pendels genutzt werden kann. Bild 1.17 (c) zeigt, wie sich die Nachgiebigkeit und deren Einstellung auf die Energieeffizienz auswirkt. Eine Methodik, um die Energieeffizienz der Aktuatoren variabler Nachgiebigkeit zu vergleichen, wird in der Quelle [162] vorgeschlagen.

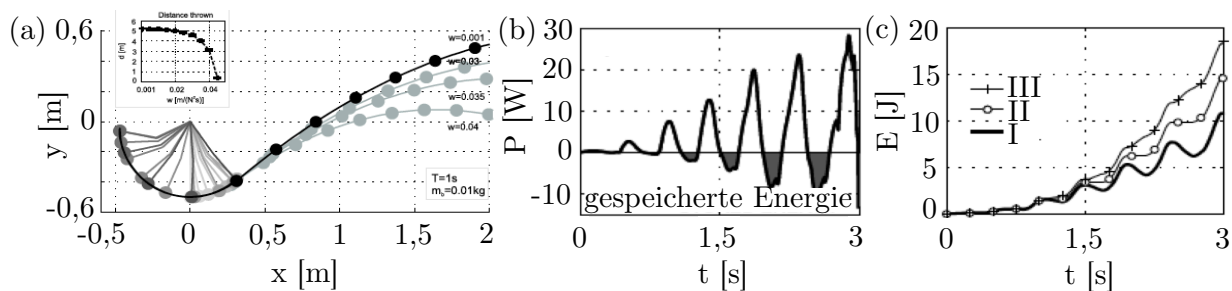


Bild 1.17: (a) Beeinflussung der Wurftrajektorie und -weite einer am Doppelpendel befestigten Masse mittels Variation der Gelenknachgiebigkeit, (b) Energieverlauf der Pendelbewegung und in den Nachgiebigkeiten gespeicherte Energie, (c) Energieaufwand für das Pendel mit nachgiebigen Gelenken mit (I) und ohne (II) Möglichkeit der Energiespeicherung und für das Pendel ohne Nachgiebigkeit (III) [161]

### 1.3 Zielsetzung, Lösungsansätze und Vorgehensweise

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung einer hochbeweglichen Roboterstruktur für den industriellen Einsatz. Neben der Beweglichkeit stehen die Aspekte eines möglichst geringen Gefahrenpotenzials für die Umgebung und einer hohen Zykluseffizienz im Fokus der Entwicklung.

Da die Anzahl der Bewegungsachsen konventioneller Industrieroboter in der Regel auf ein zur Bewegungserzeugung erforderliches Minimum limitiert ist, sind meist alle kinematischen Freiheitsgrade des Roboters bei den Bewegungsabläufen gebunden. Dadurch ist ein Umfahren von Hindernissen im Arbeitsraum nur begrenzt möglich, was diese Roboterklasse auf den Einsatz in einer gut strukturierten und hindernisfreien Umgebung beschränkt. Durch das Einführen zusätzlicher Bewegungsachsen kann diese Problematik reduziert bzw. gelöst werden und führt zu kinematisch (hyper-)redundanten Roboterstrukturen, vgl. Bild 1.18. Durch die Möglichkeit des Umgehens von Hindernissen und durch die Möglichkeit der Kompensation von Gelenkwinkelbegrenzungen und Singularitäten, wird die Beweglichkeit des Roboters im Arbeitsraum vergrößert. Weitere Vorteile, die Arten und die Aktuierungstechnologien kinematisch hyper-redundanter Roboterstrukturen wurden in Kapitel 1.2.1 vorgestellt.

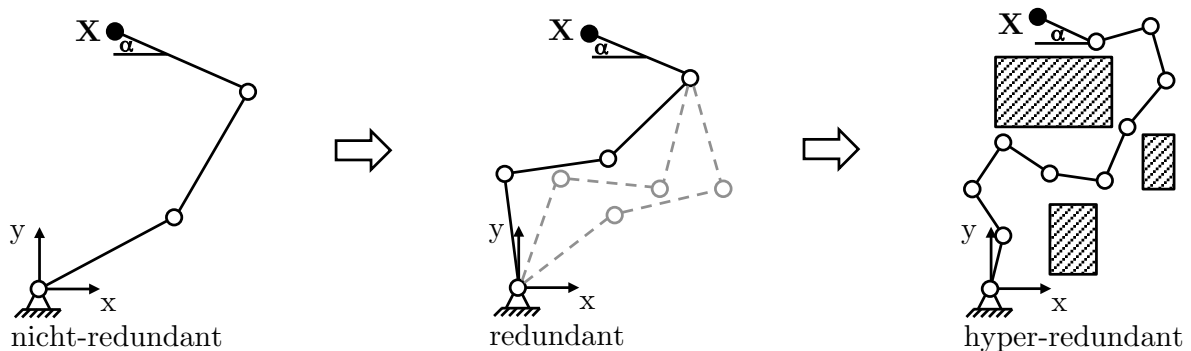


Bild 1.18: Entwicklung kinematischer (Hyper-)Redundanz am Beispiel einer planaren seriellen Kinematik mit der Endeffektorposition  $\mathbf{X}$  und -orientierung  $\alpha$

Um einen hohen Grad an kinematischer Redundanz zu erreichen, müssen die Robotermodule ein hohes Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis aufweisen. Dies erfordert zum einen eine Leichtbauweise der Module, mit einem für die Belastbarkeit der mechanischen Struktur entscheidenden, hohen Steifigkeits-Eigengewichts-Verhältnis. Zum anderen müssen die installierten Antriebe ein hohes Leistungs-Eigengewichts-Verhältnis aufweisen.

Unter Berücksichtigung dieser Anforderungen wird in Kapitel 2 eine geeignete kinematische Struktur und Antriebstechnologie ausgewählt. Die für die Auslegung der Komponenten und zur Regelung des Roboters notwendigen Modelle der Direkten und Inversen Kine-

matik, Statik und Dynamik werden erarbeitet. Im Anschluss daran werden Gestaltungsrichtlinien und eine mögliche konstruktive Umsetzung der einzelnen Strukturelemente vorgestellt. Zur Darstellung der Leistungsfähigkeit des Modulentwurfs werden Eigenschaften wie das Nutzlast/Steifigkeits-Eigenmasse-Verhältnis und die Grenzwerte für die Arbeitsraumgeschwindigkeit und -beschleunigung berechnet. Des Weiteren wird in Kapitel 3, unter Berücksichtigung der spezifischen Eigenschaften der Antriebe und der kinematischen Struktur, ein geeignetes Konzept zur Regelung des Roboters erarbeitet.

Durch die hohen bewegten (Eigen-)Massen und die hohe Arbeitsgeschwindigkeit weisen konventionelle Industrieroboter ein erhebliches Gefahrenpotenzial für ihre Umgebung auf. Aus Gründen der Sicherheit ist der Betrieb des freistehenden Roboters deshalb nur unter erheblichen Leistungseinschränkungen zulässig, was den Nutzen und das Potenzial des Roboters deutlich einschränkt. Das Gefahrenpotenzial des entworfenen Roboters wird in Kapitel 4 analysiert und entsprechende steuerungs- und entwurfstechnische Modifikationsmaßnahmen zur Reduzierung des Gefahrenpotenzials vorgestellt und untersucht. Maßnahmen, die eine Kontaktdetektierung oder optische Erkennung von Gefahrensituationen vorsehen, werden in dieser Arbeit als redundante Maßnahmen angesehen, da eine fehlerfreie Funktionalität und eine ausreichend schnelle Reaktionsfähigkeit nicht sichergestellt werden kann. Im Vordergrund steht daher die Verringerung des Gefahrenpotenzials durch die Implementierung inhärenter und variabel einstellbarer Nachgiebigkeiten. Die variabel einstellbaren Nachgiebigkeiten erlauben es, einzelne Robotersegmente und somit die Strukturmassen des Roboters verschieden stark miteinander zu koppeln. Eine starke Koppelung erzeugt eine hohe Gesamtsteifigkeit und ist bei langsamen Bewegungsvorgängen zur exakten Positionierung von Vorteil. Eine schwache Koppelung ist dagegen bei hohen Arbeitsgeschwindigkeiten zur Reduzierung der effektiven Stoßmasse und somit der Kontaktkraft im Kollisionsfall notwendig.

Die bereits genannten Lösungsansätze, welche einen kinematisch redundanten Leichtbauroboter variabler Nachgiebigkeit vorsehen, bieten bereits ein großes Potenzial zur Erhöhung der Zykluseffizienz. So kann die kinematische Redundanz zur Planung energieeffizienter Trajektorien eingesetzt werden. Die Leichtbaustruktur bietet ein hohes Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis und die Nachgiebigkeiten in der Struktur können zur Energierückgewinnung eingesetzt werden, vgl. Kapitel 1.2.3. Durch die hohe Anzahl an Bewegungsachsen spielt zudem die Energieeffizienz der Antriebe eine entscheidende Rolle für die Zykluseffizienz des Roboters. Aus diesem Grund werden in Kapitel 4 Möglichkeiten zur Energieeffizienzsteigerung der Antriebe des entworfenen Roboters untersucht. Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick in Kapitel 5 ab.

## 2 Roboterentwurf

In diesem Kapitel wird in einem ersten Schritt eine kinematische Struktur und Antriebstechnologie unter Berücksichtigung der in Kapitel 1.3 gestellten Anforderungen und Lösungsansätze ausgewählt. Im Anschluss daran werden mathematische Modelle zur Berechnung der kinematischen, statischen und dynamischen Zusammenhänge vorgestellt. Unter Verwendung dieser Modelle und allgemeiner Gestaltungsrichtlinien wird eine auf Tragfähigkeit, Arbeitsraum und Eigengewicht optimierte konstruktive Umsetzung der Roboterstruktur vorgestellt. Abschließend werden Eigenschaften wie Arbeitsraum, Nutzlast-Eigenmasse- und Steifigkeits-Eigenmasse-Verhältnis und dynamische Grenzwerte exemplarisch für einen doppelmoduligen Roboter berechnet und dargestellt.

### 2.1 Kinematische Struktur und Antriebstechnologie

Die Anzahl der kinematischen Freiheitsgrade konventioneller Industrieroboter ist üblicherweise auf ein zur Bewegungserzeugung am TCP erforderliches Minimum beschränkt. Dadurch sind meist alle Freiheitsgrade bei den Bewegungsabläufen gebunden, was ein Umfahren von Hindernissen im Arbeitsraum erschwert bzw. unmöglich macht. Durch das Einführen zusätzlicher Bewegungsachsen kann diese Problematik reduziert werden und führt zu kinematisch (hyper-)redundanten Roboterstrukturen.

Hyper-redundante Roboter können einen seriellen, kontinuierlichen oder hybriden Strukturaufbau besitzen, vgl. Kapitel 1.2.1. Serielle Roboterstrukturen bilden durch eine endliche Gelenk-Glied-Folge eine offene kinematische Kette. Offene kinematische Ketten haben wesentliche Nachteile, die sich besonders stark bei kinematischer Hyper-Redundanz auswirken. Zum einen ist das Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis dieser Strukturen gering, siehe Tabelle 1.1. Zum anderen weisen sie eine relativ geringe Positioniergenauigkeit und Gesamtsteifigkeit auf. Aus diesen Gründen wird die Klasse der seriellen hyper-redundanten Roboter bei der Auswahl einer geeigneten kinematischen Struktur nicht berücksichtigt.

Die gleichen Nachteile gelten im verstärkten Maße für kontinuierliche Roboterstrukturen. Sie besitzen keine definierten Gelenke und verformen sich kontinuierlich über ihre gesamte Länge. Diese unendliche Anzahl kinematischer Freiheitsgrade bei einer endlichen Anzahl von Aktuatoren resultiert zwangsläufig in einer Unteraktuierung. Zum einen sind dadurch wiederholbare und exakte Positioniervorgänge äußerst komplex und nur schwer zu bewerkstelligen, zum anderen kann aufgrund der elastischen Struktur dem geforderten hohen Steifigkeits-Eigenmasse-Verhältnis nicht nachgekommen werden.

Hybride hyper-redundante Roboterstrukturen bestehen aus parallelaktuierten Modulen, die in serieller Form miteinander verbunden sind. Sie vereinen die Vorteile paralleler und serieller Kinematiken und weisen deshalb ein gutes Nutzlast-Eigenmasse- und Steifigkeits-Eigenmasse-Verhältnis, eine hohe Dynamik durch die geringe bewegte Eigenmasse, eine gute Positioniergenauigkeit und einen verhältnismäßig großen Arbeitsraum auf. Unter Berücksichtigung der in Kapitel 1.3 definierten Anforderungen wurden geeignete hybride Strukturen mit einer Nutzwertanalyse nach VDI-Norm 2225 miteinander verglichen, siehe Bild 2.1 und Anhang A.1. Die besten Ergebnisse wurden mit kinematischen Konzepten, basierend auf sogenannten *Variable-Geometry-Truss* (VGT) Strukturen, erzielt.

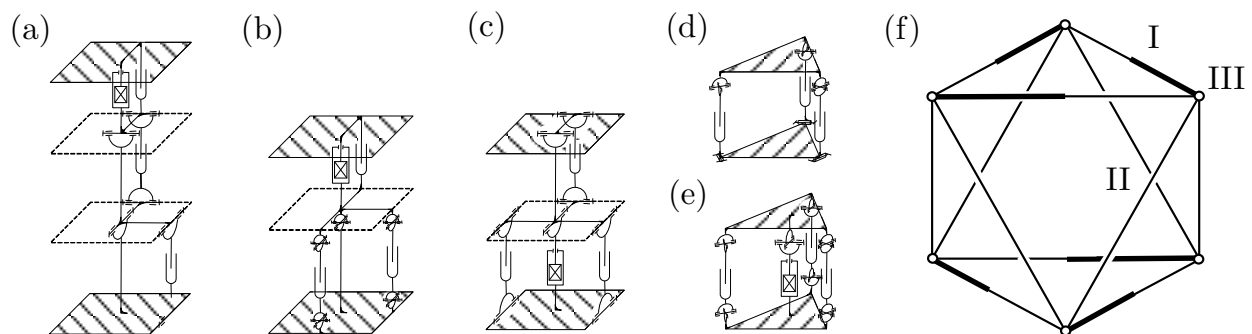


Bild 2.1: Auszug aus den in Betracht gezogenen kinematischen Strukturen mit: (a) Schub- und Drehgelenken, (b) mit Kardan- und Schubgelenken, (c) mit translatorisch-rotatorischen Gelenken, (d) TRIPOD Modul, (e) TRIPOD Modul mit passivem Gelenk, (f) Oktaeder VGT-Modul (Vorzugsvariante)

**Kinematische Struktur:** VGT-Strukturen sind aktuierbare Stabtragwerke aus dreieckigen Grundelementen und kommen in Tetraeder-, Oktaeder-, Decahedron- und Dodecahedronbauweise vor, von denen nur die Oktaederbauweise eine für Industrieroboter sinnvolle Art und Anzahl kinematischer Freiheitsgrade bei minimaler Aktuatorenanzahl bereitstellen kann. Ebenso weist diese Bauform die besten dynamischen Eigenschaften auf [78, 80, 82]. Ein einzelnes Oktaeder-Modul besteht aus drei Elementtypen, vgl. Bild 2.1 (f): den aktiven Stäben/Aktuatoren (I), den passiven Stäben (II) und den Gelenken (III). Durch Übereinanderstapeln mehrerer Module kann eine hochbewegliche hybride Roboterstruktur aufgebaut

werden, wobei die Länge der passiven Stäbe  $l_{PS}$  und das Verhältnis aus maximaler zu minimaler Länge der aktiven Stäbe  $k = l_{AS,max}/l_{AS,min}$  die Beweglichkeit eines Moduls und damit den Arbeitsraum des resultierenden Roboters bestimmen. Die vollständige Aktuierung der Dreiecksebene zwischen den Oktaeder-Modulen (Verbindungs-dreieck) ergibt jeweils zwei rotatorische Freiheitsgrade um die Querachsen und einen translatorischen Freiheitsgrad in Richtung der Längsachse des Roboters. Bei Verbindung der Stabenden mit sphärischen Gelenken, werden keine Biegemomente in die Stäbe eingeleitet. Durch die ausschließliche Zug- und Druckbelastung der Stäbe kann eine hohe Steifigkeit und Traglast bei geringem Eigengewicht der Module erreicht werden. Der einfache konstruktive Aufbau und die Möglichkeit, die einzelnen Module identisch zu gestalten, erhöht den Gleichteilgrad und reduziert somit die Herstellungskosten des Roboters.

**Aktuierungskonzept:** Prinzipiell sind zwei Aktuierungskonzepte zu unterscheiden: (I) die Aktuierung jedes Verbindungs-dreiecks der Struktur [78] und (II) die Aktuierung jedes zweiten Verbindungs-dreiecks [80]. Beide Konzepte wurden in Bild 2.2 anhand des Stauchungs- und Krümmungsvermögens einer viermoduligen Struktur in Abhängigkeit des Längenverhältnisses  $k$  miteinander verglichen, wobei exemplarisch und ohne Beeinflussung der Relationen  $l_{PS} = l_{AS,min}$  gilt. Das Längenverhältnis wurde auf  $k = 1,6$  begrenzt, da es bei größeren Verhältnissen im Fall (I) bei maximaler Krümmung zu Kollisionen mit den Nachbarmodulen kommt und ab  $k > \sqrt{3}$  bei Maximallänge der aktiven Stäbe die Struktur ineinander zusammenfällt und ohne äußere Krafteinwirkung nicht wieder aufgerichtet werden kann. Im Fall (II) treten diese Effekte erst ab einem Längenverhältnis von  $k > 2$  auf.

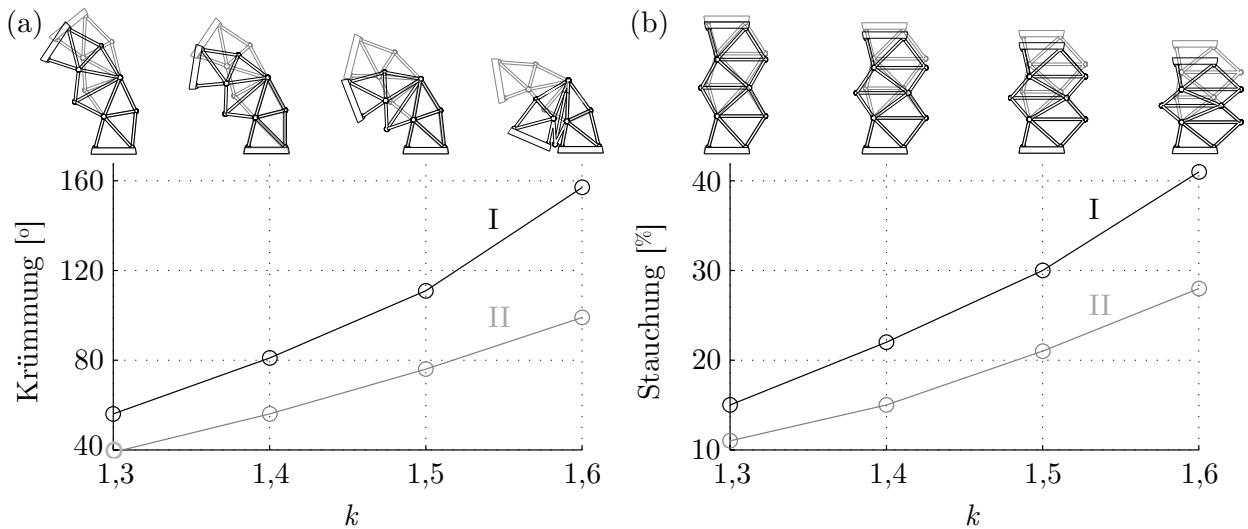


Bild 2.2: Stauchungs- und Krümmungsvermögen in Abhängigkeit des Längenverhältnisses  $k$  bei Aktuierung jedes (I) und jedes zweiten (II) Verbindungs-dreiecks



Die Vollaktuierung jedes Verbindungsdreiecks liefert das größere Stauchungs- und Krümmungsvermögen. Die höhere Beweglichkeit und der dadurch größere resultierende Arbeitsraum des Roboters erfordert allerdings die doppelte Aktuatorenanzahl. Ebenso sind die kinematischen Zusammenhänge deutlich komplexer. Da die Wahl des konkreten Aktuierungskonzeptes letztendlich vom Anwendungsfall abhängt, werden in dieser Arbeit alle Ausführungen und Berechnungen auf Basis des komplexeren Aktuierungskonzeptes (I) durchgeführt, von dem das Aktuierungskonzept (II) problemlos abgeleitet werden kann.

**Antriebstechnologie:** Durch die Längenänderung der aktiven Stäbe wird die kinematische Struktur in Bewegung versetzt. Unkonventionelle Antriebstechnologien wie Formgedächtnislegierungen, elektroaktive Polymere, piezoelektrische oder magnetostriktive Aktuatoren können die notwendigen hohen Kräfte nicht über einem ausreichend langen Hubweg aufbringen. Eine geeignete Aktuierung der kinematischen Struktur kann deshalb nur mit konventionellen Antriebstechnologien erfolgen.

*Elektromechanische Aktuierung:* Standardmäßig werden elektromechanische Antriebe in konventionellen Robotern, wie auch in Leichtbaurobotern eingesetzt. Diese Antriebstechnologie gilt als sauber, leise und regelungstechnisch gut beherrschbar. Elektromotoren und leistungselektronische Komponenten sind zudem als günstige Massenware erhältlich, erlauben eine einfache Zustandsüberwachung und Wartung und können direkt an das im Allgemeinen bereits vorhandene Stromnetz angeschlossen werden. Die Leitung, Wandlung und Speicherung elektrischer Energie ist ebenso unproblematisch und ausgereift.

Der wesentliche Nachteil elektromechanischer Antriebe ist jedoch das im Vergleich zu fluidtechnischen Antrieben geringe Kraft/Drehmoment-Eigengewichts- bzw. Leistungs-Eigengewichts-Verhältnis. Vor allem bei leistungsstarken Robotern führt dies zu einer hohen Antriebsmasse in der Struktur und wirkt sich damit negativ auf die Zykluseffizienz aus. In einem Vergleich unterschiedlicher rotatorischer Antriebe [163] erreichen sie ein maximales, auf die Eigenmasse bezogenes Drehmoment von 15 Nm/kg und ein Leistungs-Eigengewichts-Verhältnis von 200 W/kg, vgl. Tabelle 2.1. In anderen Untersuchungen [164] wurde ein maximales Leistungs-Eigengewichts-Verhältnis von lediglich 130 W/kg ermittelt. Eine Leistungssteigerung kann nur sehr aufwändig und energieintensiv durch Supraleitung oder durch den Überlastbetrieb der Motoren mit Wasserkühlung realisiert werden. Zudem ist die Drehmomentdichte der Antriebe durch Sättigungseffekte im Magnetmaterial physikalisch begrenzt. Eine Massenreduzierung durch kleinere und damit leichtere Motoren erfordert dagegen ein mechanisches Getriebe, um ein hohes Drehmoment bereitzustellen. Mechanische Getriebe erzeugen allerdings Reibung, Elastizität und Spiel im Antriebsstrang – was wiederum die Regelung erschwert, die bewegte Masse und die Trägheit erhöht und zu Leistungsverlusten und damit zur Reduzierung der Zykluseffizienz führt.

Tabelle 2.1: Vergleich konventioneller Antriebstechnologien

Antriebstechnologie	Drehmoment/Masse [163]	Leistung/Masse [164]
Elektrisch	15 Nm/kg	40 - 200 W/kg
Pneumatisch	20 Nm/kg	200 - 400 W/kg
Hydraulisch	120 Nm/kg	1000 - 2500 W/kg

Die elektromechanische Antriebstechnologie ist aus diesen Gründen nur bedingt zum Aufbau zykluseffizienter hyper-redundanter Roboter geeignet. Unter den konventionellen Antriebstechnologien verbleiben die fluidtechnischen Antriebe der Pneumatik und Hydraulik mit einem deutlich besseren Kraft/Drehmoment-Eigenmasse-Verhältnis, siehe Tabelle 2.1.

*Pneumatische Aktuierung:* Pneumatische Antriebe haben ein etwas besseres Kraft/Drehmoment-Eigenmasse-Verhältnis als elektromechanische Antriebe. Einige spezifische Nachteile schränken deren Einsatz in der Industrierobotik allerdings ein. So begrenzt beispielsweise die *Stick-Slip*-Problematik die Positioniergenauigkeit. Das relativ geringe Druckniveau von maximal 12 bar in der Industripneumatik macht große Aktuatoren erforderlich, um hohe Kräfte bereitzustellen. Die Dynamik ist im Vergleich zur Hydraulik durch eine 300-fach höhere Kompressibilität des Mediums stark reduziert. Dies kann nur ansatzweise durch sehr schnelle Ventile mit einem großen Volumenstromdurchsatz verbessert werden. Außerdem erfordert die im Vergleich zur Hydraulik ca. 1.000-fach geringere Viskosität des Antriebsmediums eine hohe Fertigungsqualität der Komponenten, um Leckage und damit Energieverluste zu reduzieren. Allen voran zählt die Pneumatik durch die energieintensive Druckluftherzeugung zu den teuersten konventionellen Antriebstechnologien. Das gute Kraft/Drehmoment-Eigenmasse-Verhältnis gepaart mit der inhärenten Nachgiebigkeit und Robustheit der Komponenten, der Möglichkeit der Energiespeicherung und der Unempfindlichkeit gegenüber elektrischen Feldern prädestiniert diese Technologie vor allem für den Einsatz in der Automatisierungstechnik und der Servicerobotik.

*Hydraulische Aktuierung:* In den Anfangsjahren der Robotik war die Hydraulik die verbreitetste Antriebsform [165, 166]. Der 1961 von der Firma UNIMATION hergestellte Roboter UNIMATE gilt als erster Roboter im industriellen Einsatz [166] und war mit hydraulischen Antrieben ausgestattet. Ein anderer wichtiger hydraulisch angetriebener Industrieroboter dieser Zeit ist der 1974 eingeführte CINCINNATI MILACRON T3 [167]. Die Verwendung hydraulischer Antriebe in Robotern ging allerdings in den Folgejahren stark zurück und wurde fast vollständig von elektromechanischen Antrieben verdrängt. Die Gründe dafür lagen in einigen spezifischen Nachteilen der Hydraulik (starke Nichtlinearitäten, schlechte Regelbarkeit, Leckage, geringer Wirkungsgrad, etc.) und den größeren Fortschritten in der Entwicklung elektromechanischer Antriebe [165, 168].

Moderne elektrohydraulische Antriebe führten in den letzten Jahren zu mehr Akzeptanz dieser Antriebstechnologie. Es wurden hochdynamische Servoventile, bessere Dichtungssysteme für leakage- und wartungsfreie Zylinder und neue Regelungskonzepte entwickelt. Drehzahlveränderliche Antriebe, Konzepte mit aufgelösten Steuerkanten und die Digitalhydraulik versprechen zudem einen besseren Wirkungsgrad der Antriebe. Trotz allem sind Industrieroboter bis heute sehr selten mit hydraulischen Antrieben ausgestattet. Man findet die hydraulische Antriebstechnologie vor allem in land- und forstwirtschaftlichen Arbeitsmaschinen [169], dem Bergbau [170] und im Baugewerbe [171]. Ein nennenswertes Beispiel aus der Land- und Forstwirtschaft ist der *Harvester* mit 6-beinigem hydraulischen Schreitwerk [169], siehe Bild 2.3 (a). Weitere hydraulisch aktuierte Schreitwerke wurden in dem Roboter MECANT I [172], dem Minensuchroboter COMET III [173], dem vierbeinigen Fahr-Schreitroboter ALDURO [174] und den Robotern LS3 und BIGDOG der Firma BOSTON DYNAMICS umgesetzt, die ebenso den humanoiden Roboter ATLAS mit 28 hydraulischen Antrieben ausgestattet hat, siehe Bild 2.3 (c, d).

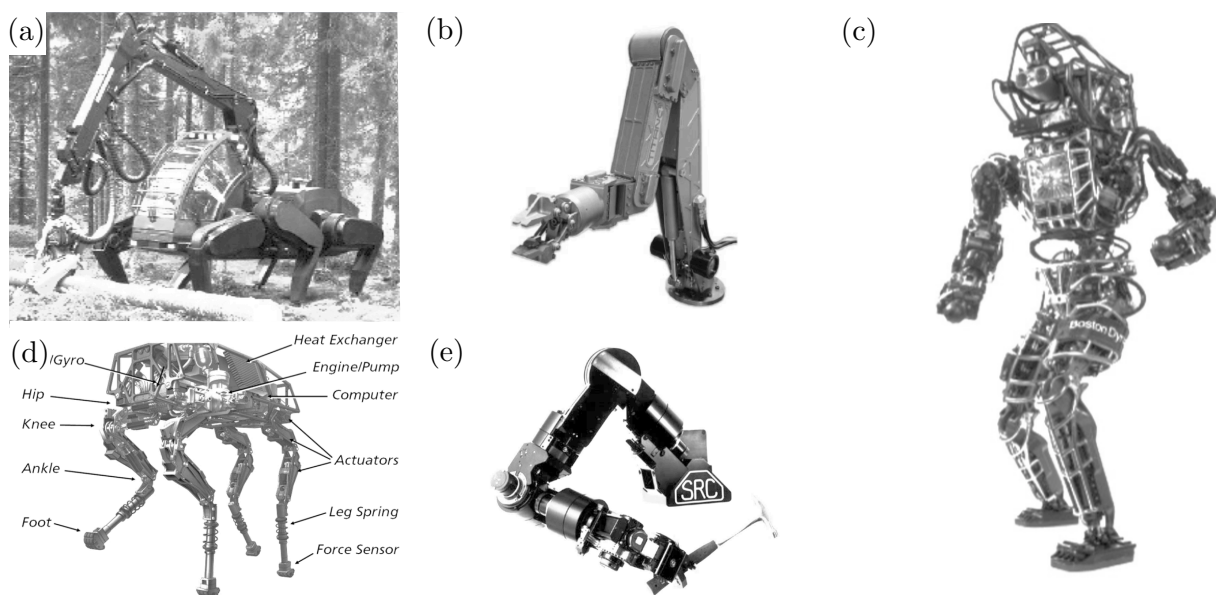


Bild 2.3: Hydraulisch aktuierte Roboter: (a) Harvester [169], (b) Unterwasserarm SCHILLING TITAN 4, (c) humanoider Roboter ATLAS der Firma BOSTON DYNAMICS, (d) Schreitroboter BIGDOG der Firma BOSTON DYNAMICS, (e) DEXTROUS ARM der Firma SARCOS

Die auf Unterwasserrobotik spezialisierte Firma SCHILLING setzt ebenso auf Hydraulik zur Aktuierung ihrer Roboterarme. Als gutes Beispiel ist der Roboterarm SCHILLING TITAN 4 mit sieben kinematischen Freiheitsgraden zu nennen, siehe Bild 2.3 (b). Mit einem Arbeitsraumradius von ca. 2 m und einem Eigengewicht von 100 kg erreicht dieser Roboter mit einer Nutzlast von 122 kg ein sehr gutes Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis in einem relativ

großen Arbeitsraum. Ein weiteres Beispiel ist der DEXTROUS ARM der Firma SARCOS, siehe Bild 2.3 (e). Er wurde 1991 für Unterwasseroperationen entworfen, verfügt über sieben Freiheitsgrade und wird ausschließlich über Schwenkzylinder aktuiert.

Die hydraulische Antriebstechnologie eignet sich durch das mit Abstand größte Kraft/Drehmoment-Eigengewichts-Verhältnis zum Aufbau hyper-redundanter Roboter, vgl. Tabelle 2.1. Neben der hohen Kraft bzw. Drehmomententwicklung ist die Robustheit und die damit verbundene Zuverlässigkeit in rauer Umgebung ein Hauptgrund für den Einsatz hydraulischer Antriebe. Des Weiteren bietet der hydraulische Antrieb den Vorteil, dass durch das Schließen von Ventilen das Halten der Roboterkinematik ohne Energieaufwand ermöglicht wird. Dies kann bei elektromechanischen Antrieben nur mittels aufwändiger Mechanismen, wie selbsthemmende Getriebe oder Bremsen, erreicht werden. Da das Antriebsmedium neben der hydraulischen Energie auch Wärme transportiert, ist keine separate Kühlung der Einzelantriebe notwendig. Die Kühlung kann zentral am Hydraulikaggregat und somit außerhalb der Roboterstruktur erfolgen. Die im Vergleich zur Pneumatik deutlich höhere Steifigkeit und reduzierte *Stick-Slip*-Problematik ermöglicht eine bessere Regelbarkeit und Positioniergenauigkeit im zweitstelligen Mikrometer-Bereich [164]. Der wesentliche Nachteil der hydraulischen Antriebstechnologie ist der vergleichsweise geringe Wirkungsgrad. Dieser Nachteil relativiert sich allerdings durch eine deutlich geringere Antriebsmasse, die zu einem reduzierten bewegten Eigengewicht des Roboters und dadurch zu einer höheren Zykluseffizienz führt. Aus diesen Gründen fällt die Wahl auf die hydraulische Antriebstechnologie zur Aktuierung der gewählten Roboterstruktur.

## 2.2 Kinematische, statische, dynamische Zusammenhänge

### 2.2.1 Direkte und Inverse Kinematik und Statik

Mit der *Direkten* und *Inversen Kinematik* wird der Zusammenhang zwischen den Gelenkkoordinaten  $\mathbf{q}$  des Roboters und der Position  $\mathbf{p}$  und Orientierung  $\mathbf{n}_p$  des Endeffektors in Raumkoordinaten hergestellt. Die *Direkte* und *Inverse Statik* beschreibt den Zusammenhang zwischen den Gelenkkräften  $\mathbf{f}_q$  und der am Endeffektor wirkenden Kraft  $\mathbf{f}_p$ .

**Direkte Kinematik:** Bei bekannten Aktuatorenlängen  $\mathbf{q}_i = [q_{i,1} \ q_{i,2} \ q_{i,3}]^T$  der  $n_M$  Module des Roboters kann mit der Direkten Kinematik die dazugehörige Position  $\mathbf{p}$  und Orientierung  $\mathbf{n}_p$  des Endeffektors im Arbeitsraum berechnet werden.

Ausgehend von einem im kartesischen Koordinatensystem  $0 = \{\mathbf{x}_0, \mathbf{y}_0, \mathbf{z}_0\}$  definierten Basisdreieck  $\Delta \mathbf{a}_0 \mathbf{b}_0 \mathbf{c}_0$  erfolgt die Berechnung der Koordinaten  $\mathbf{a}_i = [x_{a,i} \ y_{a,i} \ z_{a,i}]^T$ ,  $\mathbf{b}_i = [x_{b,i} \ y_{b,i} \ z_{b,i}]^T$  und  $\mathbf{c}_i = [x_{c,i} \ y_{c,i} \ z_{c,i}]^T$  für  $i = 1 \dots n_M$  modulweise vom Basisoktaeder bis hin zum nicht aktuierten Abschlussoktaeder des Roboters, vgl. Bild 2.4.

Um mögliche Lösungen der unbekannten Gelenkkoordinaten  $\mathbf{a}_i$ ,  $\mathbf{b}_i$  und  $\mathbf{c}_i$  zu erhalten, werden in einem ersten Schritt drei Kreisgleichungen in Parameterform  $\mathbf{k} = \mathbf{m} + r(\mathbf{n} \sin \phi + \mathbf{t} \cos \phi)$  definiert:

$$\mathbf{k}_{i-1,1} = \mathbf{c}_i = f(\mathbf{a}_{i-1}, \mathbf{b}_{i-1}, \phi_{i-1,1}) = \mathbf{m}_{i-1,1} + r_{i-1,1}(\mathbf{n}_{i-1} \sin \phi_{i-1,1} + \mathbf{t}_{i-1,1} \cos \phi_{i-1,1}), \quad (2.1)$$

$$\mathbf{k}_{i-1,2} = \mathbf{a}_i = f(\mathbf{b}_{i-1}, \mathbf{c}_{i-1}, \phi_{i-1,2}) = \mathbf{m}_{i-1,2} + r_{i-1,2}(\mathbf{n}_{i-1} \sin \phi_{i-1,2} + \mathbf{t}_{i-1,2} \cos \phi_{i-1,2}), \quad (2.2)$$

$$\mathbf{k}_{i-1,3} = \mathbf{b}_i = f(\mathbf{a}_{i-1}, \mathbf{c}_{i-1}, \phi_{i-1,3}) = \mathbf{m}_{i-1,3} + r_{i-1,3}(\mathbf{n}_{i-1} \sin \phi_{i-1,3} + \mathbf{t}_{i-1,3} \cos \phi_{i-1,3}). \quad (2.3)$$

Da sich die Längen der passiven Stäbe  $l_{PS}$  in Abhängigkeit des Kraftflusses innerhalb der Struktur verändern können, ist es sinnvoll, die Kreisradien  $\mathbf{r}_{i-1} = [r_{i-1,1} \ r_{i-1,2} \ r_{i-1,3}]^T$  und -mittelpunkte  $\mathbf{m}_{i-1,1 \dots 3}$  für den nicht gleichschenkligen Fall zu beschreiben. Mit Hilfe des Kosinussatzes werden dazu die Winkel  $\alpha_{i-1} = [\alpha_{i-1,1} \ \alpha_{i-1,2} \ \alpha_{i-1,3}]^T$  zwischen den aktiven

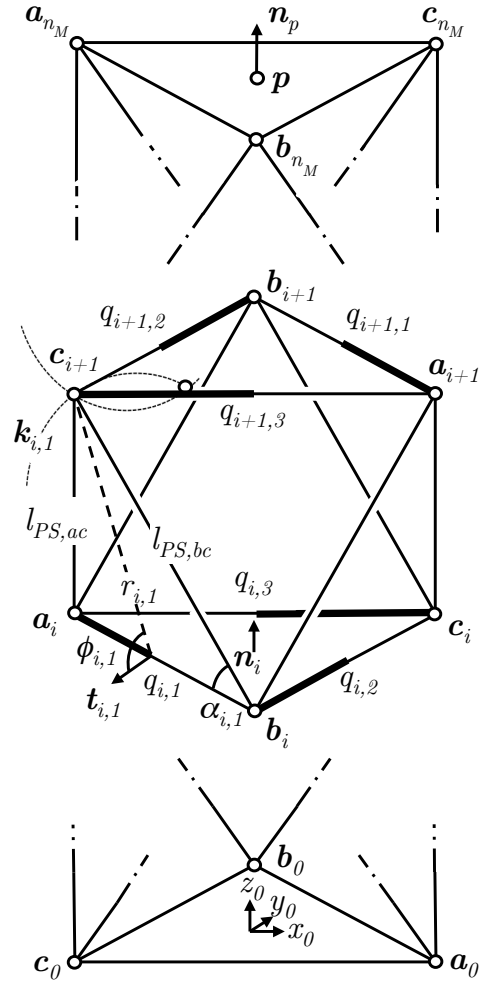


Bild 2.4: Symbolik

Stäben und einem entsprechenden auf die Folgebene gerichteten passiven Stab berechnet:

$$\alpha_{i-1,1} = \cos^{-1} \left( \frac{l_{PS,bc}^2 - l_{PS,ac}^2 + \|\mathbf{a}_{i-1} - \mathbf{b}_{i-1}\|^2}{2 \cdot l_{PS,bc} \cdot \|\mathbf{a}_{i-1} - \mathbf{b}_{i-1}\|} \right), \quad (2.4)$$

$$\alpha_{i-1,2} = \cos^{-1} \left( \frac{l_{PS,ca}^2 - l_{PS,ba}^2 + \|\mathbf{b}_{i-1} - \mathbf{c}_{i-1}\|^2}{2 \cdot l_{PS,ca} \cdot \|\mathbf{b}_{i-1} - \mathbf{c}_{i-1}\|} \right), \quad (2.5)$$

$$\alpha_{i-1,3} = \cos^{-1} \left( \frac{l_{PS,ab}^2 - l_{PS,cb}^2 + \|\mathbf{c}_{i-1} - \mathbf{a}_{i-1}\|^2}{2 \cdot l_{PS,ab} \cdot \|\mathbf{c}_{i-1} - \mathbf{a}_{i-1}\|} \right). \quad (2.6)$$

Mit diesen Winkeln können die Kreisradien

$$r_{i-1,1} = \sin(\alpha_{i-1,1}) \cdot l_{PS,bc}, \quad (2.7)$$

$$r_{i-1,2} = \sin(\alpha_{i-1,2}) \cdot l_{PS,ca}, \quad (2.8)$$

$$r_{i-1,3} = \sin(\alpha_{i-1,3}) \cdot l_{PS,ab} \quad (2.9)$$

und die Kreismittelpunkte  $\mathbf{m}_{i-1,1...3}$  berechnet werden:

$$\mathbf{m}_{i-1,1} = \mathbf{b}_{i-1} + \cos(\alpha_{i-1,1}) \cdot l_{PS,bc} \cdot \frac{\mathbf{a}_{i-1} - \mathbf{b}_{i-1}}{\|\mathbf{a}_{i-1} - \mathbf{b}_{i-1}\|}, \quad (2.10)$$

$$\mathbf{m}_{i-1,2} = \mathbf{c}_{i-1} + \cos(\alpha_{i-1,2}) \cdot l_{PS,ca} \cdot \frac{\mathbf{b}_{i-1} - \mathbf{c}_{i-1}}{\|\mathbf{b}_{i-1} - \mathbf{c}_{i-1}\|}, \quad (2.11)$$

$$\mathbf{m}_{i-1,3} = \mathbf{a}_{i-1} + \cos(\alpha_{i-1,3}) \cdot l_{PS,ab} \cdot \frac{\mathbf{c}_{i-1} - \mathbf{a}_{i-1}}{\|\mathbf{c}_{i-1} - \mathbf{a}_{i-1}\|}. \quad (2.12)$$

Der Normalenvektor  $\mathbf{n}_{i-1}$ , der von den Punkten  $\mathbf{a}_{i-1}$ ,  $\mathbf{b}_{i-1}$  und  $\mathbf{c}_{i-1}$  aufgespannten Ebene, und die senkrecht zu dieser Ebene und den Verbindungen der Gelenkpunkte stehenden Vektoren  $\mathbf{t}_{i-1}$  können wie folgt berechnet werden:

$$\mathbf{n}_{i-1} = \frac{\mathbf{a}_{i-1} \times \mathbf{b}_{i-1} + \mathbf{b}_{i-1} \times \mathbf{c}_{i-1} + \mathbf{c}_{i-1} \times \mathbf{a}_{i-1}}{\|\mathbf{a}_{i-1} \times \mathbf{b}_{i-1} + \mathbf{b}_{i-1} \times \mathbf{c}_{i-1} + \mathbf{c}_{i-1} \times \mathbf{a}_{i-1}\|}, \quad (2.13)$$

$$\mathbf{t}_{i-1,1} = \frac{(\mathbf{b}_{i-1} - \mathbf{a}_{i-1}) \times \mathbf{n}_{i-1}}{\|(\mathbf{b}_{i-1} - \mathbf{a}_{i-1}) \times \mathbf{n}_{i-1}\|}, \quad (2.14)$$

$$\mathbf{t}_{i-1,2} = \frac{(\mathbf{c}_{i-1} - \mathbf{b}_{i-1}) \times \mathbf{n}_{i-1}}{\|(\mathbf{c}_{i-1} - \mathbf{b}_{i-1}) \times \mathbf{n}_{i-1}\|}, \quad (2.15)$$

$$\mathbf{t}_{i-1,3} = \frac{(\mathbf{a}_{i-1} - \mathbf{c}_{i-1}) \times \mathbf{n}_{i-1}}{\|(\mathbf{a}_{i-1} - \mathbf{c}_{i-1}) \times \mathbf{n}_{i-1}\|}. \quad (2.16)$$

Die Winkel  $\phi_{i-1} = [\phi_{i-1,1} \ \phi_{i-1,2} \ \phi_{i-1,3}]^T$  müssen so gewählt werden, dass die euklidischen Abstände zwischen den über die Kreisgleichungen  $\mathbf{k}_{i-1,1...3}$  definierten Gelenkpunkten  $\mathbf{a}_i$ ,  $\mathbf{b}_i$  und  $\mathbf{c}_i$  den Längen der aktiven Stäbe  $\mathbf{l}_{AS,i} = \mathbf{l}_{AS,min} + \mathbf{q}_i$  entspricht. Theoretisch existieren dafür jeweils acht mögliche Lösungen oberhalb und unterhalb des Grunddreiecks

$\Delta \mathbf{a}_{i-1} \mathbf{b}_{i-1} \mathbf{c}_{i-1}$ , welche nur mittels numerischer Optimierung gefunden werden können. Dazu muss der Gütefunktionsvektor

$$\|\mathbf{g}_i\| = \mathbf{l}'_{AS,i} - \mathbf{l}_{AS,min} - \mathbf{q}_i \quad (2.17)$$

mit den von  $\phi_{i-1}$  abhängigen Werten

$$\mathbf{l}'_{AS,i} = f(\phi_{i-1}) = [\|\mathbf{a}_i - \mathbf{b}_i\| \quad \|\mathbf{b}_i - \mathbf{c}_i\| \quad \|\mathbf{c}_i - \mathbf{a}_i\|]^T \quad (2.18)$$

minimiert werden. Sinnvolle Startwerte für die Optimierung sind  $\phi_{i-1} = \frac{\pi}{2}$  für eine in positive und  $\phi_{i-1} = -\frac{\pi}{2}$  für eine in negative z-Richtung aufgebaute Oktaederstruktur.

Die kinematische Struktur ist stets durch einen nicht aktuierten Oktaeder abgeschlossen, um auf diesem entstehenden gleichseitigen Abschlussdreieck ein Werkzeug befestigen zu können. Bei allen weiteren Berechnungen gilt:  $\mathbf{q}_{n_M} = [l_{AS,min} \quad l_{AS,min} \quad l_{AS,min}]^T = [l_{PS} \quad l_{PS} \quad l_{PS}]^T$ . Der Endeffektor befindet sich im Schwerpunkt des gleichschenkligen Abschlussdreiecks, wobei dessen Position  $\mathbf{p}$  mit

$$\mathbf{p} = 1/3 \cdot (\mathbf{a}_{n_M} + \mathbf{b}_{n_M} + \mathbf{c}_{n_M}) \quad (2.19)$$

und dessen Richtungsvektor  $\mathbf{n}_p$  entsprechend Gleichung 2.13 berechnet werden kann. Mit dem Richtungskosinus kann die Orientierung beispielsweise mit den folgenden Winkeln definiert werden:

$$\phi_x = \text{acos}(\mathbf{n}_p, \mathbf{x}_0), \quad (2.20)$$

$$\phi_y = \text{acos}(\mathbf{b}_{n_M} - \mathbf{p}, \mathbf{y}_0), \quad (2.21)$$

$$\phi_z = \text{acos}(\mathbf{n}_p \times (\mathbf{b}_{n_M} - \mathbf{p}), \mathbf{z}_0), \quad (2.22)$$

**Inverse Kinematik:** Bei bekannter Position  $\mathbf{p}$  und/oder Orientierung  $\mathbf{n}_p$  des Endeffektors im Arbeitsraum können mit der Inversen Kinematik die Aktuatorenlängen  $\mathbf{q}_i = [q_{i,1} \ q_{i,2} \ q_{i,3}]^T$  der  $n_M$  Module des Roboters berechnet werden. Für reine Positionierungsaufgaben tritt an der Roboterstruktur ab  $n_M > 2$  und für Positionier- und Orientierungsaufgaben des TCP ab  $n_M > 3$  kinematische Redundanz auf. Die Auflösung der kinematischen Redundanz wird in Kapitel 3.2 beschrieben. In diesem Abschnitt wird eine analytische Lösung für die Inverse Kinematik eines symmetrischen Doppeloktaeders mit einem aktuierten Modul ( $n_M = 2$ ) bei bekannter Endeffektorposition  $\mathbf{p}$  vorgestellt. Der Normalenvektor des Basisdreiecks  $\Delta \mathbf{a}_0 \mathbf{b}_0 \mathbf{c}_0$  wird mit:

$$\mathbf{n}_0 = \frac{\mathbf{a}_0 \times \mathbf{b}_0 + \mathbf{b}_0 \times \mathbf{c}_0 + \mathbf{c}_0 \times \mathbf{a}_0}{\|\mathbf{a}_0 \times \mathbf{b}_0 + \mathbf{b}_0 \times \mathbf{c}_0 + \mathbf{c}_0 \times \mathbf{a}_0\|} \quad (2.23) \quad \text{Bild 2.5: Symbolik Inverse Kinematik}$$

berechnet. Der Mittelpunkt des gleichschenkligen Basisdreiecks  $\mathbf{m}_0 = 1/3 \cdot (\mathbf{a}_0 + \mathbf{b}_0 + \mathbf{c}_0)$  bildet zusammen mit dem Positionsvektor  $\mathbf{p}$  den Normalenvektor der Dreiecksebene  $\Delta \mathbf{a}_1 \mathbf{b}_1 \mathbf{c}_1$ :

$$\mathbf{n}_1 = \frac{\mathbf{p} - \mathbf{m}_0}{\|\mathbf{p} - \mathbf{m}_0\|}. \quad (2.24)$$

Da sich der Normalenvektor  $\mathbf{n}_p$  der Ebene  $\Delta \mathbf{a}_2 \mathbf{b}_2 \mathbf{c}_2$  bei einem symmetrischen Doppeloktaeder mit dem Normalenvektor  $\mathbf{n}_0$  stets in einem Punkt  $\mathbf{m}$  schneidet und  $\mathbf{m}$  mit  $\mathbf{m} = k \cdot \mathbf{n}_0$  ein Vielfaches des Normalenvektors  $\mathbf{n}_0$  bilden muss, kann mit der Beziehung  $\|\mathbf{m} - \mathbf{m}_0\| = \|\mathbf{p} - \mathbf{m}\|$  die Unbekannte  $k$  und somit der Normalenvektor des TCP mit

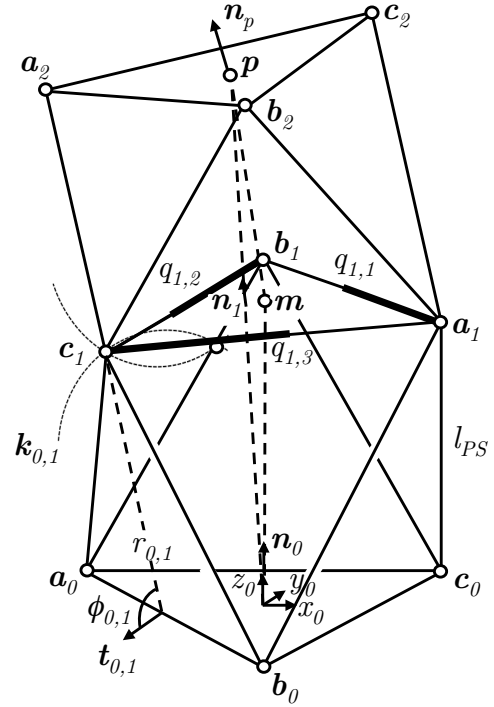
$$\mathbf{n}_p = \frac{\mathbf{p} - \mathbf{m}}{\|\mathbf{p} - \mathbf{m}\|} \quad (2.25)$$

berechnet werden. Als nächstes werden die Schnittpunkte der Kreise

$$\mathbf{k}_{0,1} = \frac{1}{2}(\mathbf{a}_0 + \mathbf{b}_0) + r_{0,1}(\mathbf{n}_0 \sin \phi_{0,1} + \mathbf{t}_{0,1} \cos \phi_{0,1}), \quad (2.26)$$

$$\mathbf{k}_{0,2} = \frac{1}{2}(\mathbf{b}_0 + \mathbf{c}_0) + r_{0,2}(\mathbf{n}_0 \sin \phi_{0,2} + \mathbf{t}_{0,2} \cos \phi_{0,2}), \quad (2.27)$$

$$\mathbf{k}_{0,3} = \frac{1}{2}(\mathbf{c}_0 + \mathbf{a}_0) + r_{0,3}(\mathbf{n}_0 \sin \phi_{0,3} + \mathbf{t}_{0,3} \cos \phi_{0,3}), \quad (2.28)$$





auf denen die Punkte  $\mathbf{a}_1$ ,  $\mathbf{b}_1$  und  $\mathbf{c}_1$  liegen müssen, durch Einsetzen in die Ebenengleichung

$$E_1 : 0 = (\mathbf{p} - \mathbf{m}) \cdot \mathbf{n}_1 \quad (2.29)$$

berechnet. Dadurch erhält man die Winkelvektorenpaare  $\phi_{0,1\dots 3}$  und  $\phi'_{0,1\dots 3}$ , bei denen die Kreise die Ebene  $E_1$  durchstoßen.

Die resultierende Gleichung der Form  $a \cdot \cos(\phi) + b \cdot \sin(\phi) = c$  kann mit dem Theorem  $\sqrt{(a^2 + b^2)} \cdot \cos(\phi - \text{atan}(b/a))$  aufgelöst werden, um die Winkel

$$\phi = \text{acos}(c/\sqrt{(a^2 + b^2)}) + \text{atan}(b/a), \quad (2.30)$$

$$\phi' = \text{atan}(b/a) - \text{acos}(c/\sqrt{(a^2 + b^2)}) \quad (2.31)$$

zu berechnen. Diese beiden Winkel können in die Kreisgleichung eingesetzt werden, um die Schnittpunkte mit der Ebene zu berechnen. Einer der beiden Schnittpunkte liegt dabei stets in dem Oktaeder und einer außerhalb des Oktaeders. Die euklidischen Abstände der Eckpunkte entsprechen den Längen der aktiven Stäbe  $\mathbf{l}_{AS}$ . Die Punkte  $\mathbf{a}_2$ ,  $\mathbf{b}_2$  und  $\mathbf{c}_2$  können nach dem gleichen Schema berechnet werden.

**Direkte und Inverse Statik:** Für die Beziehung zwischen Gelenkkraft  $\mathbf{f}_q$  und Kraft im Arbeitsraum  $\mathbf{f}_p$  gilt nach dem Prinzip der *Virtuellen Verschiebung* unter Vernachlässigung von Verlusten:

$$\mathbf{f}_q^T \cdot d\mathbf{q} = \mathbf{f}_p^T \cdot d\mathbf{p}. \quad (2.32)$$

Mit dem differentialgeometrischem Zusammenhang der Jacobi-Matrix  $d\mathbf{p} = \mathbf{J} \cdot d\mathbf{q}$  gilt für die Inverse Statik

$$\mathbf{f}_q = \mathbf{J}^T \cdot \mathbf{f}_p \quad (2.33)$$

und für die Direkte Statik:

$$\mathbf{f}_p = \mathbf{J}^{-T} \cdot \mathbf{f}_q. \quad (2.34)$$

**Vollständige Inverse Statik:** Für die konstruktive Auslegung, die Aktuatorauswahl und die Berechnung des Steifigkeits/Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnisses ist es notwendig, den Kraftfluss in der gesamten Roboterstruktur zu kennen. In diesem Absatz wird eine Möglichkeit beschrieben, die Inverse Statik eines Oktaeder-Moduls auf Grundlage der Vektorgeometrie und einem Punktmassenmodell der Struktur zu lösen, um alle Stabkräfte zu ermitteln.

Durch den Einsatz sphärischer Gelenke ist die Roboterstruktur frei von Biegemomenten; es treten nur Zug- und Druckkräfte in den Stäben auf. Die Stabkräfte werden ausgehend vom Ende der kinematischen Kette hin zur Basis berechnet. Unter der Annahme, dass sich die Lastmasse  $m_p$  im Schwerpunkt des Abschlussdreiecks (Endeffektorplattform) befindet, wird diese zu je einem Drittel auf die Gelenkpunkte  $a_{n_M}$ ,  $b_{n_M}$  und  $c_{n_M}$  verteilt. Gleiches gilt für die am Endeffektor angreifende Kraft  $f_p$ .

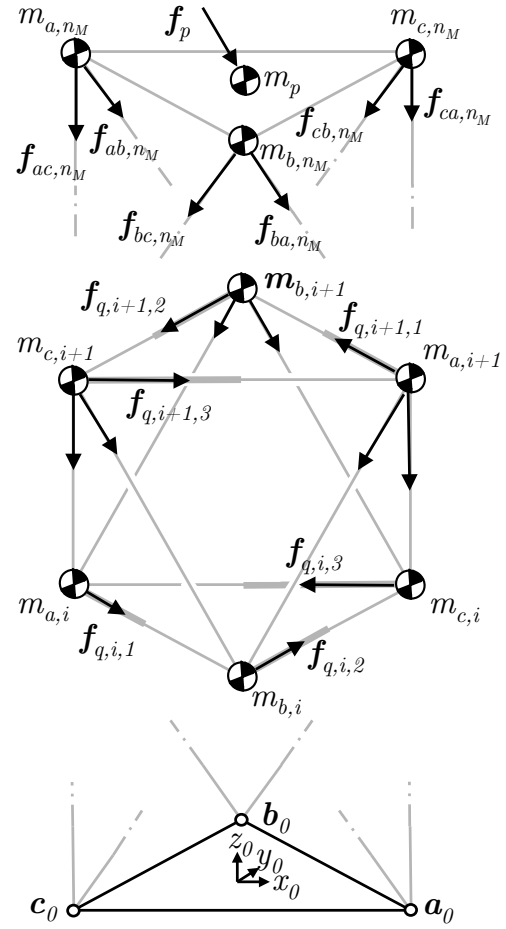


Bild 2.6: Kraftfluss

Die Massen der aktiven und passiven Stäbe werden in Abhängigkeit ihrer Schwerpunktlage auf die benachbarten virtuellen Drehpunkte der Gelenke verteilt. In den Gelenken greifen somit die Gravitationskräfte der konzentrierten Gelenkmassen  $m_a$ ,  $m_b$ ,  $m_c$  und die Kraftvektoren der passiven Stäbe der darüberliegenden Ebene an, vgl. Bild 2.6.

Für jedes Modul müssen sechs Kräfte der passiven Stäbe und drei Kräfte der aktiven Stäbe berechnet werden. Diese neun Unbekannten können durch Lösung des folgenden Vektorgleichungssystems ermittelt werden:

$$a_i : 0 = f_{ac,i} + f_{ab,i} + f_{q1,i} - f_{q,i,3} - f_{ca,i+1} - f_{ba,i+1} - m_{a,i} \cdot g \cdot e_z, \quad (2.35)$$

$$b_i : 0 = f_{ba,i} + f_{bc,i} + f_{q2,i} - f_{q,i,1} - f_{ab,i+1} - f_{ac,i+1} - m_{b,i} \cdot g \cdot e_z, \quad (2.36)$$

$$c_i : 0 = f_{ca,i} + f_{cb,i} + f_{q3,i} - f_{q,i,2} - f_{ab,i+1} - f_{ac,i+1} - m_{c,i} \cdot g \cdot e_z. \quad (2.37)$$

### 2.2.2 Berechnung der Jacobi-Matrix

Die Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}$  wird zum Lösen der Direkten und Inversen Statik und zum Aufstellen der Bewegungsgleichung benötigt. Die Matrix stellt den differentiellen Zusammenhang zwischen den Gelenkraumkoordinaten  $\mathbf{q}$  und den Arbeitsraumkoordinaten  $\mathbf{p}$  nach der Formel  $d\mathbf{p} = \mathbf{J} \cdot d\mathbf{q}$  her.

Im Folgenden wird exemplarisch an einem einzelnen VGT-Modul, definiert durch die Gelenkpunktvektoren  $\mathbf{w}_i = [\mathbf{a}_i^T \ \mathbf{b}_i^T \ \mathbf{c}_i^T] \in \mathbb{R}^{9 \times 1}$  und  $\mathbf{w}_{i+1} = [\mathbf{a}_{i+1}^T \ \mathbf{b}_{i+1}^T \ \mathbf{c}_{i+1}^T] \in \mathbb{R}^{9 \times 1}$ , die Jacobi-Matrix mit Hilfe von Vektorgleichungen aufgestellt, vgl. Bild 2.4. Das hier beschriebene Vorgehen kann auf einen Roboter mit beliebiger Modulanzahl  $n_M$  angewandt werden.

Die Geschwindigkeiten der Gelenkpunkte der aktuierten Ebene  $\dot{\mathbf{w}}_{i+1}$  wird von den Geschwindigkeiten der darunterliegenden Gelenkpunkte  $\dot{\mathbf{w}}_i$  und den Aktuatorgeschwindigkeiten  $\dot{\mathbf{q}}_{i+1}$  hervorgerufen. Die Position der einzelnen Gelenkpunkte kann anhand von Kreisgleichungen beschrieben werden, siehe Gleichungen 2.1 - 2.3. Das partielle Ableiten dieser Kreisgleichungen nach allen veränderlichen Variablen ergibt die Geschwindigkeiten der Gelenkpunkte:

$$\dot{\mathbf{c}}_{i+1} = \frac{\delta \mathbf{c}_{i+1}}{\delta \mathbf{a}_i} \cdot \dot{\mathbf{a}}_i + \frac{\delta \mathbf{c}_{i+1}}{\delta \mathbf{b}_i} \cdot \dot{\mathbf{b}}_i + \frac{\delta \mathbf{c}_{i+1}}{\delta \phi_{i,1}} \cdot \dot{\phi}_{i,1}, \quad (2.38)$$

$$\dot{\mathbf{a}}_{i+1} = \frac{\delta \mathbf{a}_{i+1}}{\delta \mathbf{b}_i} \cdot \dot{\mathbf{b}}_i + \frac{\delta \mathbf{a}_{i+1}}{\delta \mathbf{c}_i} \cdot \dot{\mathbf{c}}_i + \frac{\delta \mathbf{a}_{i+1}}{\delta \phi_{i,2}} \cdot \dot{\phi}_{i,2}, \quad (2.39)$$

$$\dot{\mathbf{b}}_{i+1} = \frac{\delta \mathbf{b}_{i+1}}{\delta \mathbf{a}_i} \cdot \dot{\mathbf{a}}_i + \frac{\delta \mathbf{b}_{i+1}}{\delta \mathbf{c}_i} \cdot \dot{\mathbf{c}}_i + \frac{\delta \mathbf{b}_{i+1}}{\delta \phi_{i,3}} \cdot \dot{\phi}_{i,3}. \quad (2.40)$$

Durch das Einführen des Vektors  $\dot{\boldsymbol{\phi}}_i = [\dot{\phi}_{i,1} \ \dot{\phi}_{i,2} \ \dot{\phi}_{i,3}]^T \in \mathbb{R}^{3 \times 1}$  können die Gleichungen 2.38 bis 2.40 mit der Matrix  $\mathbf{D}_{i+1} \in \mathbb{R}^{9 \times 3}$  der partiellen Ableitungen nach  $\dot{\boldsymbol{\phi}}_i$  und mit der Matrix  $\mathbf{E}_{i+1} \in \mathbb{R}^{9 \times 9}$  der partiellen Ableitungen nach  $\dot{\mathbf{w}}_i$  wie folgt zusammengefasst werden:

$$\dot{\mathbf{w}}_{i+1} = \mathbf{D}_{i+1} \cdot \dot{\boldsymbol{\phi}}_i + \mathbf{E}_{i+1} \cdot \dot{\mathbf{w}}_i. \quad (2.41)$$

Der Zusammenhang zwischen den Geschwindigkeiten der Eckpunkte  $\dot{\mathbf{w}}_{i+1}$  und den Geschwindigkeiten der Aktuatoren  $\dot{\mathbf{q}}_{i+1}$  kann mittels Differentiation der euklidischen Abstände der Eckpunkte hergestellt werden:

$$\dot{q}_{i+1,1} = \frac{\delta}{\delta t} \|\mathbf{b}_{i+1} - \mathbf{a}_{i+1}\| = \frac{\delta(q_{i+1,1})}{\delta \mathbf{a}_{i+1}} \cdot \dot{\mathbf{a}}_{i+1} + \frac{\delta(q_{i+1,1})}{\delta \mathbf{b}_{i+1}} \cdot \dot{\mathbf{b}}_{i+1}, \quad (2.42)$$

$$\dot{q}_{i+1,2} = \frac{\delta}{\delta t} \|\mathbf{c}_{i+1} - \mathbf{b}_{i+1}\| = \frac{\delta(q_{i+1,2})}{\delta \mathbf{b}_{i+1}} \cdot \dot{\mathbf{b}}_{i+1} + \frac{\delta(q_{i+1,2})}{\delta \mathbf{c}_{i+1}} \cdot \dot{\mathbf{c}}_{i+1}, \quad (2.43)$$

$$\dot{q}_{i+1,3} = \frac{\delta}{\delta t} \|\mathbf{a}_{i+1} - \mathbf{c}_{i+1}\| = \frac{\delta(q_{i+1,3})}{\delta \mathbf{a}_{i+1}} \cdot \dot{\mathbf{a}}_{i+1} + \frac{\delta(q_{i+1,3})}{\delta \mathbf{c}_{i+1}} \cdot \dot{\mathbf{c}}_{i+1}. \quad (2.44)$$

Die Gleichungen 2.42 bis 2.44 können mit der Matrix  $\mathbf{R}_{i+1} \in \mathbb{R}^{3 \times 9}$ , die den differentiellen Zusammenhang zwischen den Gelenkgeschwindigkeiten  $\dot{\mathbf{q}}_{i+1}$  und den Geschwindigkeiten  $\dot{\mathbf{w}}_{i+1}$  beschreibt, zu folgender Gleichung zusammengefasst werden:

$$\dot{\mathbf{q}}_{i+1} = \mathbf{R}_{i+1} \cdot \dot{\mathbf{w}}_{i+1}. \quad (2.45)$$

Durch das Einsetzen der Gleichung 2.41 in 2.45 erhält man folgende Matrizengleichung:

$$\dot{\mathbf{q}}_{i+1} = \mathbf{R}_{i+1} \cdot \mathbf{D}_{i+1} \cdot \dot{\phi}_i + \mathbf{R}_{i+1} \cdot \mathbf{E}_{i+1} \cdot \dot{\mathbf{w}}_i. \quad (2.46)$$

Wird Gleichung 2.46 nach  $\dot{\phi}_i$  umgestellt und mit den Substitutionsmatrizen  $\mathbf{F}_{i+1} = \mathbf{D}_{i+1} \cdot [\mathbf{R}_{i+1} \cdot \mathbf{D}_{i+1}]^{-1}$  und  $\mathbf{G}_{i+1} = [\mathbf{I} - \mathbf{D}_{i+1} \cdot [\mathbf{R}_{i+1} \cdot \mathbf{D}_{i+1}]^{-1} \cdot \mathbf{R}_{i+1}] \cdot \mathbf{E}_{i+1}$  in Gleichung (2.41) eingesetzt, ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\dot{\mathbf{w}}_{i+1} = \mathbf{F}_{i+1} \cdot \dot{\mathbf{q}}_{i+1} + \mathbf{G}_{i+1} \cdot \dot{\mathbf{w}}_i. \quad (2.47)$$

Gleichung 2.47 stellt den analytischen Zusammenhang zwischen den Gelenkgeschwindigkeiten  $\dot{\mathbf{q}}_{i+1}$  und den Geschwindigkeiten der Eckpunkte eines Oktaedermoduls  $\dot{\mathbf{w}}_{i+1}$  in Abhängigkeit der Geschwindigkeiten der darunter liegenden Eckpunkte  $\dot{\mathbf{w}}_i$  her. Somit können die Geschwindigkeiten aller Gelenkpunkte des Roboters berechnet werden, wenn die aktuelle Roboterkonfiguration und die Geschwindigkeiten der Aktuatoren bekannt sind, siehe Gleichungen 2.48 - 2.52. Da das erste Modul des Roboters mit der raumfesten Basis verbunden ist, gilt  $\dot{\mathbf{w}}_0 = 0$ . Für das abschliessende Modul der Kinematik gilt  $\dot{\mathbf{q}}_{n_M} = 0$ , da dieses zur Anbringung des Endeffektors nicht aktuiert ist.

$$\dot{\mathbf{w}}_1 = \mathbf{F}_1 \cdot \dot{\mathbf{q}}_1 \quad (2.48)$$

$$\dot{\mathbf{w}}_2 = \mathbf{F}_2 \cdot \dot{\mathbf{q}}_2 + \mathbf{G}_2 \cdot \dot{\mathbf{w}}_1 \quad (2.49)$$

$$\dot{\mathbf{w}}_3 = \mathbf{F}_3 \cdot \dot{\mathbf{q}}_3 + \mathbf{G}_3 \cdot \dot{\mathbf{w}}_2 \quad (2.50)$$

$$\dots \quad (2.51)$$

$$\dot{\mathbf{w}}_{n_M} = \mathbf{G}_{n_M} \cdot \dot{\mathbf{w}}_{n_M-1} \quad (2.52)$$

Werden diese Gleichungen schrittweise ineinander eingesetzt, ergibt sich der Ausdruck nach Gleichung 2.53, welcher mit der Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}_{n_M}$  zusammengefasst werden kann.

$$\dot{\mathbf{w}}_{n_M} = \mathbf{G}_{n_M} \mathbf{F}_{n_M-1} \dot{\mathbf{q}}_{n_M-1} + \mathbf{G}_{n_M} \mathbf{G}_{n_M-1} \mathbf{F}_{n_M-2} \dot{\mathbf{q}}_{n_M-2} + \dots + \mathbf{G}_{n_M} \mathbf{G}_{n_M-1} \dots \mathbf{G}_2 \mathbf{F}_1 \dot{\mathbf{q}}_1 = \mathbf{J}_{n_M} \cdot \dot{\mathbf{q}} \quad (2.53)$$

Der differentielle Zusammenhang zwischen den Geschwindigkeiten der Gelenke der Abschluss-ebene  $\dot{\mathbf{w}}_{n_M}$  und des Endeffektors  $\mathbf{p} = f(\mathbf{w}_{n_M})$  kann mit der Gleichung:

$$\dot{\mathbf{p}} = \mathbf{J}_{n_M, \mathbf{p}} \cdot \dot{\mathbf{w}}_{n_M} = \mathbf{J}_{n_M, \mathbf{p}} \cdot \mathbf{J}_{n_M} \cdot \dot{\mathbf{q}} = \mathbf{J} \cdot \dot{\mathbf{q}} \quad (2.54)$$

dargestellt werden. Durch Einsetzen der Gleichung 2.53 erhält man die Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}$ , die den differentiellen Zusammenhang zwischen den Aktuatorgeschwindigkeiten  $\dot{\mathbf{q}}$  und der Endeffektor-Geschwindigkeit  $\dot{\mathbf{p}}$  beschreibt.

### 2.2.3 Bewegungsgleichung

Mit der Bewegungsgleichung wird der Zusammenhang zwischen der Bewegung und den Stellkräften des Roboters beschrieben. Da die Berechnung der kinematischen Zusammenhänge des vorliegenden hybriden hyper-redundanten Roboters mit seinen seriell verschalteten parallel-kinematischen Modulen sehr rechenintensiv ist, wird auf die Berücksichtigung von Reibungseffekten, Struktursteifigkeiten und Massenträgheitsmomenten verzichtet. Das Aufstellen der Bewegungsgleichung erfolgt mit dem Prinzip der virtuellen Leistung auf Grundlage des in Bild 2.6 dargestellten vereinfachten Punktmassenmodells. Alle Größen werden – als einzig eindeutige Darstellungsform für hyper-redundante Roboter – in Gelenkraumkoordinaten beschrieben:

$$\delta \mathbf{q}^T \cdot \mathbf{f}_q + \sum_{i=1}^{3 \cdot n_M} \delta \mathbf{x}_i^T \cdot \mathbf{f}_i = 0. \quad (2.55)$$

Der Vektor  $\delta \mathbf{q} \in \mathbb{R}^{n_A \times 1}$  beschreibt die virtuelle Verschiebung der  $n_A = 3 \cdot (n_M - 1)$  Antriebe,  $\mathbf{f}_q \in \mathbb{R}^{n_A \times 1}$  die Antriebskräfte,  $\delta \mathbf{x}_i \in \mathbb{R}^{3 \times 1}$  die virtuelle Verschiebung der Massenschwerpunkte der Starrkörperelemente des Roboters und  $\mathbf{f}_i \in \mathbb{R}^{3 \times 1}$  die im Massenschwerpunkt des Körpers  $i$  angreifende Kraft. Mit der Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}_i \in \mathbb{R}^{3 \times n_A}$  kann der differentielle Zusammenhang  $\delta \mathbf{x}_i = \mathbf{J}_i \cdot \delta \mathbf{q}$  zwischen der Bewegung der Aktuatoren und den Massenschwerpunkten der Struktur hergestellt werden. Es gilt:

$$\delta \mathbf{q}^T (\mathbf{f}_q + \sum_{i=1}^{3 \cdot n_M} \mathbf{J}_i^T \cdot \mathbf{f}_i) = 0. \quad (2.56)$$

Die am Körper  $i$  angreifenden Inertialkräfte betragen

$$\mathbf{f}_i = \mathbf{M}_i (\ddot{\mathbf{x}}_i + \mathbf{g}_0), \quad (2.57)$$

wobei  $\mathbf{M}_i \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$  die diagonale Massenmatrix des Starrkörpers  $i$  und  $\mathbf{g}_0 = [0 \ 0 \ g]^T$  den Gravitationsvektor mit der Gravitationskonstante  $g$  beschreiben. Nach der differentiellen Kinematik zweiter Ordnung gilt für die Beschleunigung der Körper  $i$  in Abhängigkeit der Gelenkkoordinaten  $\mathbf{q}$  folgender Zusammenhang:

$$\ddot{\mathbf{x}}_i = \mathbf{J}_i \cdot \ddot{\mathbf{q}} + \dot{\mathbf{J}}_i \cdot \dot{\mathbf{q}}. \quad (2.58)$$

Die zeitliche Ableitung der Jacobi-Matrix wird mit:

$$\dot{\mathbf{J}}_i = \frac{\delta \mathbf{q}^T}{\delta t} \cdot \frac{\delta \mathbf{J}_i}{\delta \mathbf{q}} \quad (2.59)$$

berechnet. Durch Einsetzen der Gleichungen 2.57 - 2.59 in Gleichung 2.56 kann die dynamische Gleichung des Systems in Gelenkkoordinaten beschrieben werden:

$$\mathbf{f}_q = \sum_{i=1}^{3 \cdot n_M} (\mathbf{J}_i^T \cdot \mathbf{M}_i \cdot \mathbf{J}_i) \ddot{\mathbf{q}} + \sum_{i=1}^{3 \cdot n_M} (\mathbf{J}_i^T \cdot \mathbf{M}_i \cdot \left( \frac{\delta \mathbf{q}^T}{\delta t} \frac{\delta \mathbf{J}_i}{\delta \mathbf{q}} \right)) \dot{\mathbf{q}} + \sum_{i=1}^{3 \cdot n_M} \mathbf{J}_i^T \cdot \mathbf{M}_i \cdot \mathbf{g}_0. \quad (2.60)$$

Mit der Massenmatrix  $\mathbf{M}_q(\mathbf{q}) \in \mathbb{R}^{n_A \times n_A}$ , der Coriolismatrix  $\mathbf{C}_q(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \in \mathbb{R}^{n_A \times n_A}$ , dem Gravitationsvektor  $\mathbf{g}_q(\mathbf{q}) \in \mathbb{R}^{n_A \times 1}$  und der Berücksichtigung von kartesischen Kräften  $\mathbf{f}_q = \mathbf{J}^T \cdot \mathbf{f}_p$  gilt Folgendes:

$$\mathbf{f}_q = \mathbf{M}_q(\mathbf{q}) \cdot \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}_q(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \cdot \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}_q(\mathbf{q}) + \mathbf{J}^T \cdot \mathbf{f}_p. \quad (2.61)$$

Mit dieser Gleichung wird der dynamische Zusammenhang zwischen Gelenkkräften und Gelenkbewegungen hergestellt. Mit Hilfe der differentiellen Kinematik erster und zweiter Ordnung können die Gelenkbewegungen in den Arbeitsraum transformiert werden:

$$\dot{\mathbf{p}} = \mathbf{J} \cdot \dot{\mathbf{q}} \quad (2.62)$$

$$\ddot{\mathbf{p}} = \mathbf{J} \cdot \ddot{\mathbf{q}} + \dot{\mathbf{J}} \cdot \dot{\mathbf{q}}. \quad (2.63)$$

## 2.3 Gestaltungsrichtlinien und konstruktive Umsetzung

### 2.3.1 Aktive Stäbe

In Kapitel 2.1 wurde die hydraulische Antriebstechnologie zur Aktuierung der VGT Roboterstruktur vorgeschlagen. Die zur Aktuierung der Struktur erforderliche Linearbewegung der aktiven Stäbe kann mit doppelwirkenden hydraulischen Differenzialzylindern realisiert werden, siehe Bild 2.7. Der einfache und damit robuste konstruktive Aufbau bestehend aus Zylinder, Kolben und Kolbenstange erlaubt eine getriebelose Linearbewegung mit Kraftentwicklung in Zug- und Druckrichtung.

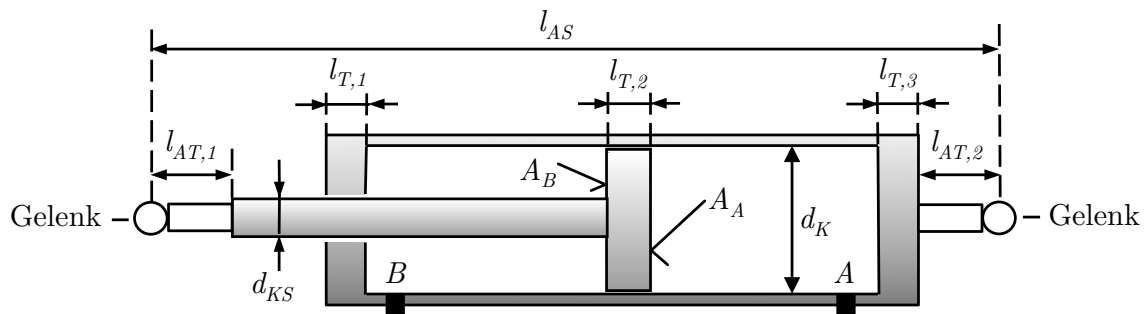


Bild 2.7: Wesentliche geometrische Parameter des doppelwirkenden hydraulischen Differenzialzylinders und der Anbauteile zur Gelenkaufnahme

Durch das hohe mögliche Druckniveau von bis zu mehreren Hundert Bar können die Aktuatoren bei einem kleinen Bauraum und geringem Eigengewicht eine große Kraft entwickeln. In Kombination mit der Leichtbaustruktur ist dadurch ein großes Nutzlast-Eigengewichts-Verhältnis und ein hohes Beschleunigungsvermögen des Roboters zu erwarten. Die maximale translatorische Geschwindigkeit wird prinzipiell nur durch den Volumenstromdurchsatz der Pumpe und des Ventils, sowie durch die verwendeten Dichtungen im Hydraulikzylinder begrenzt. Bei der Auswahl des konkreten doppelwirkenden Differenzialzylinders sind die folgenden Faktoren zu berücksichtigen:

(A) *Berücksichtigung des Längenverhältnisses:* Um eine hohe Beweglichkeit und einen großen Arbeitsraum des Roboters zu gewährleisten, muss das Längenverhältnis der aktiven Stäbe  $k = l_{AS,max}/l_{AS,min}$  möglichst groß sein. Das Arbeitsraumvolumen  $V^*$  der Roboterstruktur steigt progressiv mit dem Längenverhältnis  $k$  an und hat keinen Einfluss auf die Form des Arbeitsraumes, siehe Bild 2.8. Das Längenverhältnis  $k$  wird durch die Minimal-  $l_{A,min}$  und Maximallänge  $l_{A,max}$  des Aktuator, die Totlängen  $l_T$  und der Länge der zur Gelenkverbindung benötigten Anbauteile  $l_{AT} = l_{AT,1} + l_{AT,2}$  bestimmt, vgl. Bild 2.7.

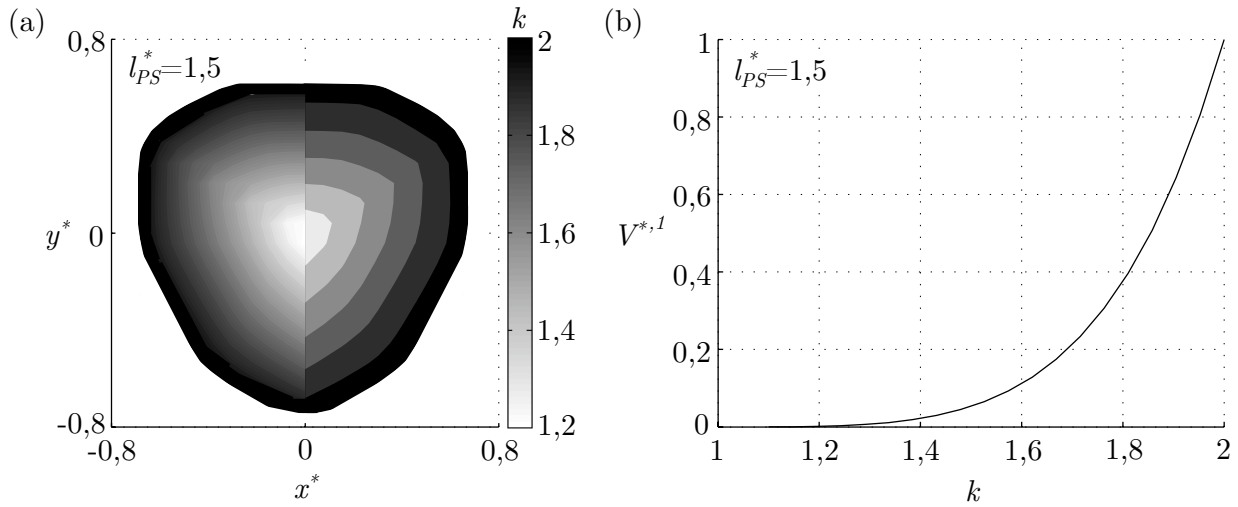


Bild 2.8: Einfluss des Längenverhältnisses  $k$  auf den Arbeitsraum  $V^*$  eines doppelmoduligen Oktaeder-VGT (alle mit  $*$  gekennzeichneten Größen sind bezogen auf  $l_{AS,min} = 1$  m)

Die Minimallänge des Aktuators ist die Summe aller Zylindertotlängen  $l_T = l_{T,1} + l_{T,2} + l_{T,3}$  und des Zylinderhubes  $q_{max}$ :  $l_{A,min} = l_T + q_{max}$ . Die Maximallänge des Aktuators beträgt:  $l_{A,max} = l_{A,min} + q_{max}$ . Für das Längenverhältnis  $k$  ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$k = \frac{l_{AS,max}}{l_{AS,min}} = \frac{l_{A,max} + l_{AT}}{l_{A,min} + l_{AT}} = \frac{2 \cdot q_{max} + l_{AT} + l_T}{q_{max} + l_{AT} + l_T}. \quad (2.64)$$

Beim Gelenkentwurf und bei der Auswahl des Zylinders sind demnach die Längen der Anbauteile und die Zylindertotlängen zu beachten. Sie sollten so klein wie möglich sein. Durch einen großen Hub kann der Einfluss der Totlängen relativiert werden. Der maximale Hub ist allerdings einerseits durch die Kollisionsproblematik mit den Nachbarmodulen begrenzt. Für die in Kapitel 2.1 untersuchte VGT-Konfiguration (Aktuierungskonzept I,  $l_{PS} = l_{AS,min}$ ) beträgt das maximale Längenverhältnis  $k_{max} = 1,6$  – was nach Gleichung 2.64 einem Maximalhub von  $q_{max,1} = 1,5 \cdot (l_{AT} + l_T)$  entspricht. Andererseits ist der Hub mechanisch durch die Knickgefahr des Antriebs begrenzt. Die Maximallänge des aktiven Stabs  $l_{AS,max}$  kann für den vorliegenden Fall der beidseitig gelenkigen Lagerung mit dem Eulerschen Knickfall II berechnet werden. Dafür ist es üblich, das Flächenträgheitsmoment  $I_{KS} = \pi/64 \cdot d_{KS}^4$  und das Elastizitätsmodul der Kolbenstange  $E_{KS}$  über der gesamten Länge  $l_{AS,max}$  zwischen den Gelenken anzunehmen. Die zwischen den Gelenkpunkten frei hängende Eigenmasse des Antriebs führt zur Herabsetzung der Knickfestigkeit, was einen Sicherheitsfaktor von  $S \geq 5$  erforderlich macht. Die maximale freie Knicklänge  $s_{max}$  kann mit Gleichung 2.65 berechnet werden und ergibt eine maximale Kolbenhublänge von  $q_{max,2} = 0,5 \cdot (s_{max} - l_T - l_{AT})$ .

$$s_{max} = \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot E_{KS} \cdot I_{KS}}{S \cdot F_{max}}} = \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot E_{KS} \cdot d_{KS}^4}{16 \cdot S \cdot p_S \cdot d_K^2}} \quad (2.65)$$



(B) *Berücksichtigung der Wirkflächen:* Neben einer großen kolbenseitigen Wirkfläche  $A_A = \pi/4 \cdot d_K^2$  sollte der Hydraulikzylinder eine große kolbenstangenseitige Wirkfläche  $A_B = \pi/4 \cdot (d_K^2 - d_{KS}^2)$  aufweisen. Ein Flächenverhältnis von  $k_A = A_B/A_A = 1$  wäre ideal, um gleiche Kraftverhältnisse in Zug- und Druckrichtung zu erhalten. Prinzipbedingt ist dies durch die einseitig nach außen geführte Kolbenstange nicht möglich. Bei der Auswahl des Hydraulikzylinders muss somit, unter Berücksichtigung der Randbedingungen Systemdruck, maximaler Zylinderdurchmesser und -gewicht, ein Optimum zwischen den geforderten Zylinderkräften und dem Längenverhältnis  $k$  gefunden werden.

(C) *Energieversorgung der Aktuatoren:* Das zur Bereitstellung der hydraulischen Energie erforderliche Hydraulikaggregat befindet sich in der Roboterbasis. Um die Aktuatoren mit Energie zu versorgen, müssen die Hydraulikzuleitungen daher durch die Roboterstruktur geführt werden. Eine Auswahl der drei zweckmäßigsten Varianten sind in Bild 2.9 schematisch und anhand der jeweils zugehörigen Hydraulikschaltpläne dargestellt.

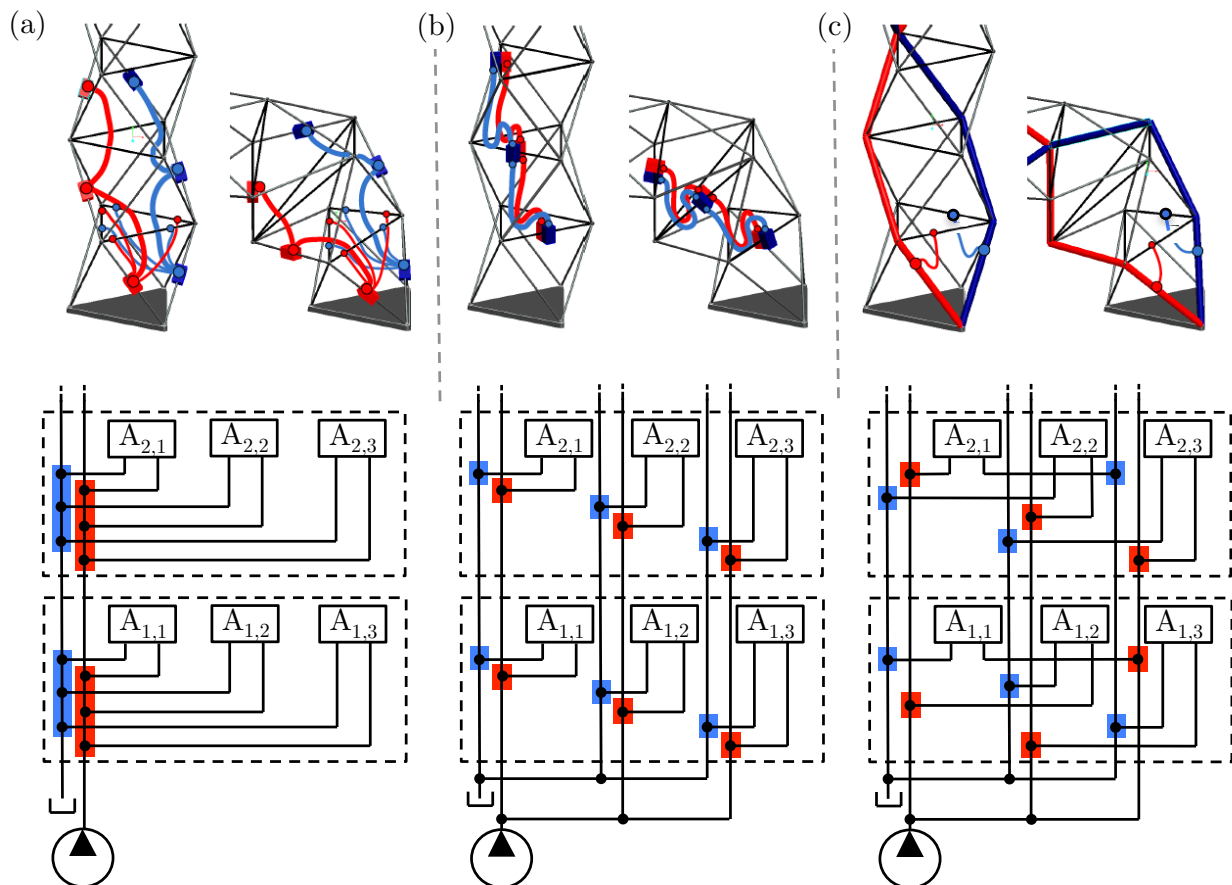


Bild 2.9: Varianten zur Energieversorgung der Aktuatoren: (a) Zwei Hauptleitungen (Druck und Tank) und zwei Verteilerblöcke pro Modul, (b) Sechs Hauptleitungen paarweise von Aktuator zu Aktuator, (c) Nutzung der passiven Stäbe als Hydraulikleitungen

Die erste Variante sieht die Führung je einer Schlauchleitung für die Druck- und Tankverbindung durch das Innere der Roboterstruktur vor. In jedem Modul sind diese Hauptleitungen mit je einem Verteilerblock verbunden. Von diesem Verteilerblock werden über Schlauchverbindungen die Aktuatoren des jeweiligen Moduls versorgt. Vorteilhaft ist der einfache Aufbau dieser Variante. Nachteilig ist zum einen, dass die hydraulische Steifigkeit des Systems durch die elastischen Schlauchleitungen herabgesetzt wird. Zum anderen besteht die Gefahr des Einklemmens bzw. Quetschens der sich frei in der Roboterstruktur bewegenden Hydraulikschläuche.

In der zweiten Variante werden drei Schlauchpaare (Druck+Tank) durch die Struktur geführt und verbinden direkt, ohne separate Verteilerblöcke, die Aktuatoren der jeweiligen Folgeebene miteinander, siehe Bild 2.9 (b, zum Zwecke der Übersichtlichkeit wurde nur ein Schlauchpaar dargestellt). Die Schläuche können im Vergleich zur ersten Variante kürzer und mit einem geringeren Durchmesser gestaltet werden, was der hydraulischen Steifigkeit und der Sicherheit gegen Einklemmung zu Gute kommt.

Die letzte Variante sieht die Verwendung der passiven Stäbe als Hydraulikleitungen vor, siehe Bild 2.9 (c, zum Zwecke der Übersichtlichkeit wurde nur ein Leitungspaar dargestellt). Da die aktuierten Verbindungsdreiecke zwischen den Modulen über jeweils sechs passive Stäbe miteinander verbunden sind, können (wie auch in der vorhergehenden Lösungsvariante) drei der Leitungen zur Druckversorgung und drei als Tankleitungen genutzt werden. Es gibt keine, sich unkontrolliert in der Struktur bewegenden Hydraulikschläuche. Durch die Minimallänge an Schläuchen (bis zu -80% im Vergleich zu den Vorgängervarianten) und die vergleichsweise unelastischen passiven Stäbe ist die hydraulische Steifigkeit am höchsten. Diese letzte Variante wurde aus diesen Gründen als Vorzugslösung gewählt.

### 2.3.2 Passive Stäbe

(A) *Gestaltung der Stabenden:* Die Nutzung der passiven Stäbe zur Energieversorgung der Aktuatoren wurde als Vorzugsvariante gewählt. An jedem Stab muss ein Abzweigelement (I) vorgesehen werden, um mit konventionellen Hydraulikschläuchen die Druck- und Tankverbindung zu den Aktuatoren der jeweiligen Ebene herzustellen, siehe Bild 2.10. Da der Abstand der Enden und der Winkel der passiven Stäbe zueinander von der Roboterstellung abhängig ist, müssen die

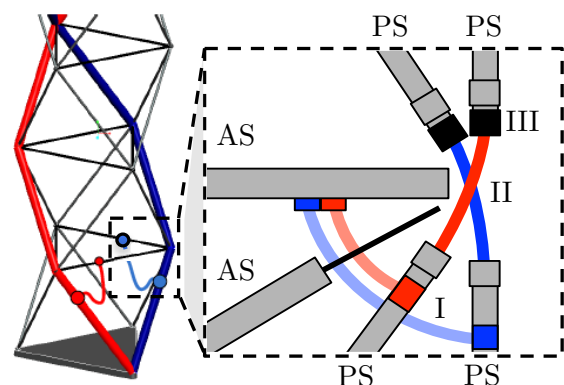


Bild 2.10: Gestaltung der Stabenden

passiven Stäbe mit Hydraulikschläuchen (II) über je eine Drehkupplung (III) miteinander verbunden werden. Die Drehkupplung ist erforderlich, um ein unzulässiges Tordieren der Hydraulikschläuche zu vermeiden. Die Gestaltung der Gelenkaufnahmen an den passiven Stäben muss in Abstimmung mit dem Gelenkentwurf erfolgen.

(B) *Länge der passiven Stäbe:* Die Länge der passiven Stäbe  $l_{PS}$  beeinflusst das Volumen und die Form des Arbeitsraumes, siehe Bild 2.11 (a). Die Länge der passiven Stäbe muss mindestens  $l_{PS,min} \geq 0,5 \cdot k \cdot l_{AS,min}$  betragen, um den vollen Stellbereich der aktiven Stäbe nutzen zu können. Eine Grenze für die Maximallänge der passiven Stäbe  $l_{PS,max}$  existiert prinzipiell nicht. Die Beweglichkeit der Kinematik und das Arbeitsraumvolumen nimmt allerdings degressiv mit der Stablänge  $l_{PS}$  ab, siehe Bild 2.11 (b).

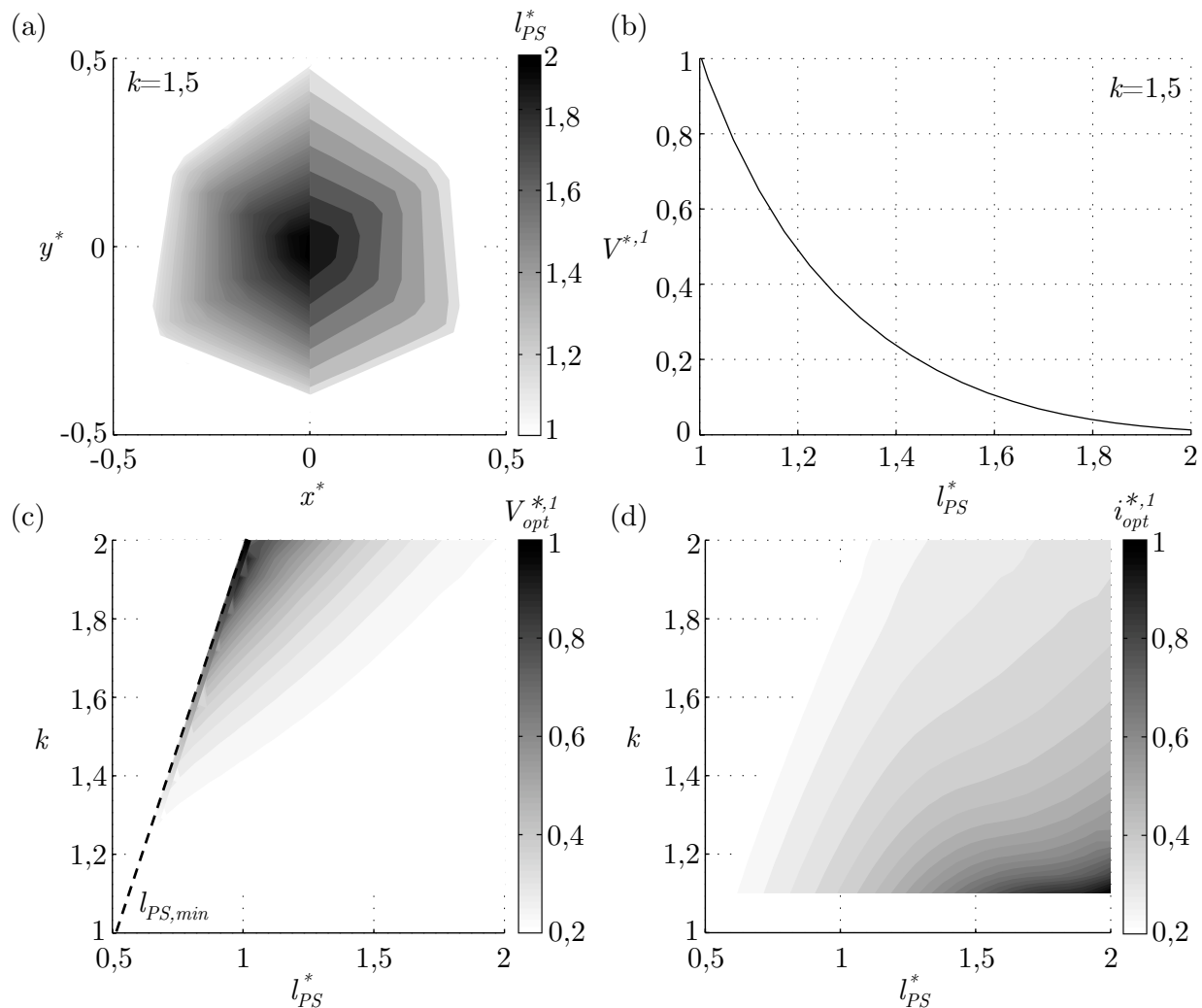


Bild 2.11: Einfluss der Länge der passiven Stäbe  $l_{PS}$  auf Form und Volumen des Arbeitsraumes (a, b) und Einfluss der Länge der passiven Stäbe auf das Volumen (c) und das optimale Übersetzungsverhältnis (d) in Abhängigkeit des Längenverhältnisses  $k$

Der Maximale Arbeitsraum wird in jedem Fall durch die Festlegung der Länge der passiven Stäbe auf das Minimum  $l_{PS} = l_{PS,min}$  erreicht, siehe Bild 2.11 (c). Allerdings befinden sich in diesem Fall bei Maximallänge der aktiven Stäbe  $l_{AS} = l_{AS,max} = k \cdot l_{AS,min}$  die passiven und die aktiven Stäben in Strecklage (Singularität). Außerdem ist in diesem Fall das, für eine gute Kraftentwicklung am TCP notwendige kleine Übersetzungsverhältnis von Abtrieb zu Antrieb  $i$  maximal, vgl. Bild 2.11 (d) mit dem optimalen Übersetzungsverhältnis  $i_{opt}^* = i^{-1}$ . Das Optimum zwischen Arbeitsraumvolumen und Übersetzungsverhältnis ergibt sich durch Überlagerung der beiden Kennfelder  $V_{opt}^{*,1}$  und  $i_{opt}^{*,1}$ . Die Festlegung auf eine optimale Länge für die passiven Stäbe erfolgt im Anschluss an den Gelenkentwurf im Kapitel 2.3.4, da die Länge der passiven Stäbe auch Einfluss auf die Gestaltung der Gelenke hat.

(C) *Innendurchmesser und Wandstärke:* Der Innendurchmesser  $d_{PS}$  der passiven Stäbe richtet sich nach den zulässigen Leitungsverlusten im Hydrauliksystem. Um die Verluste zu reduzieren, sollte die Fließgeschwindigkeit des Öls  $v_{öl}$  einen bestimmten Grenzwert nicht überschreiten. In [175] wird beispielsweise für einen Systemdruck von  $p_S = 100 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$  eine maximale Fließgeschwindigkeit von  $v_{öl,max} = 2...4 \text{ m/s}$  empfohlen. Der minimale Innendurchmesser der Leitungen kann mit  $d_{PS} \geq \sqrt{4 \cdot Q_{max} / (\pi \cdot v_{öl,max})}$  berechnet werden. Der maximale pro Leitung geförderte Volumenstrom  $Q_{max} = (n_M - 1) \cdot \dot{q}_{max} \cdot A_A$  ist abhängig von der Maximalgeschwindigkeit der Aktuatoren  $\dot{q}_{max}$  und der Modulanzahl  $n_M$ .

Die Wandstärke  $s_{PS}$  ist der letzte Parameter zur Auslegung der passiven Stäbe und wird zum einen durch den maximalen Innendruck  $p_S$  und zum anderen durch die maximale Belastungskraft der passiven Stäbe  $F_{max}$  bestimmt. Die minimale druckabhängige Wandstärke kann mit der Kesselformel in Abhängigkeit der von der Querdehnungszahl und dem Elastizitätsmodul abhängigen Tangentialspannung  $\sigma_t$  berechnet werden [175]:  $s_{PS,p} \geq 2 \cdot \sigma_t / (p_S \cdot d_{PS})$ . Die von der maximalen Belastungskraft der passiven Stäbe abhängige minimale Wandstärke  $s_{PS,F}$  kann analog zu Gleichung 2.65 für  $s_{max} = l_{PS}$  mit einem minimalen Sicherheitsfaktor von  $S \geq 2$  und dem Flächenträgheitsmoment  $I_{PS} = \pi/4 \cdot [(d_{PS}/2 + s_{PS,F})^4 - (d_{PS}/2)^4]$  berechnet werden. Durch Einsetzen und Umstellen ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$s_{PS,F} \geq \sqrt[4]{\frac{4 \cdot F_{max} \cdot S \cdot l_{PS}^2}{\pi^3 \cdot E_{PS}}} + \frac{d_{PS}^4}{16} - \frac{d_{PS}}{2}. \quad (2.66)$$

### 2.3.3 Gelenkverbindung

In jedem Gelenkknotenpunkt der kinematischen Struktur müssen zwei aktive und vier passive Stäbe miteinander verbunden werden. In einer der ersten oktaederförmigen VGT-Strukturen wurde vom Entwickler K. Miura ein quasi-sphärisches Gelenk zur Verbindung der sechs Stäbe vorgeschlagen, siehe Bild 2.12 (a). Die Stäbe sind über einfache Drehgelenke an einer

gemeinsamen Befestigungsplatte miteinander verbunden und haben im Gegensatz zu echten sphärischen Gelenken keinen gemeinsamen Drehpunkt. Eine Sammlung konstruktiver Umsetzungen echter sphärischer Gelenke wird in [176] vorgestellt. Ein für den VGT geeignetes Prinzip wurde von G. Hamlin mit dem CONCENTRIC MULTILINK SPHERICAL (CMS) Gelenk vorgeschlagen [77], siehe Bild 2.12 (b). Die Stäbe werden dabei paarweise über Hebelmechanismen miteinander verbunden. Ein weiteres, echtes sphärisches Gelenk ist der von P. Bosscher entwickelte SPHERICAL JOINT MECHANISM (SJM), siehe Bild 2.12 (c). Die Stäbe werden mit gelenkig gelagerten Platten verbunden und besitzen wie auch das CMS-Hebelgelenk einen gemeinsamen virtuellen Drehpunkt.

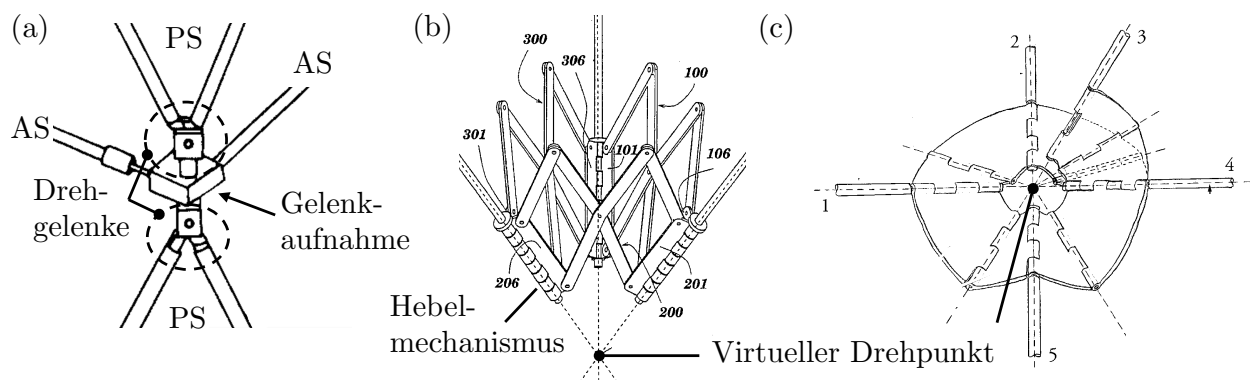


Bild 2.12: (a) Quasi-sphärisches Gelenk von K. Miura [78], (b) CMS-Hebelgelenk von G. Hamlin [77], (c) SJM-Plattengelenk von P. Bosscher [176]

**Vergleich der Gelenktypen:** Bei quasi-sphärischen Gelenken hat jeder Stab einen unterschiedlichen Drehpunkt und somit Kraftangriffspunkt, wodurch Biegemomente in die Struktur eingeleitet werden. Um die dadurch herabgesetzte Belastbarkeit der Struktur zu kompensieren, sind konstruktive Maßnahmen erforderlich, die letztendlich in einem unerwünscht hohem Konstruktionsgewicht resultieren. Durch die Verwendung echter sphärischer Gelenke werden im verformungsfreien Zustand keine Biegemomente in die Struktur eingeleitet. Auf Grund dieses Vorteils beschränkt sich der Vergleich auf die beiden letztgenannten Gelenktypen – das CMS-Hebelgelenk und das SJM-Plattengelenk. Beide Gelenktypen werden in diesem Absatz unter konstruktiven und kinematischen Aspekten miteinander verglichen.

Anhand des in Kapitel 2.2.1 entwickelten Kräfte Modells des Roboters wurden Stabkonfigurationen ermittelt, in denen die Gelenkbelastungen maximal sind. Anhand dieser Konfigurationen wurde eine Grobauslegung der Gelenke ausgehend von den in Bild 2.12 (b, c) dargestellten Grundmodellen vorgenommen. Die Gelenke wurden in einem iterativen Prozess modifiziert, um ein Optimum zwischen Belastbarkeit, Gelenksteifigkeit und -masse, hohem Gleichteilgrad und geringer Teilekomplexität zu finden. Mit einer FEM-Analyse wurden anschließend die Materialspannungen und -verformungen ermittelt, siehe Bild 2.13. Unter

gleichen Belastungsbedingungen weist das CMS-Hebelgelenk eine im Vergleich zum SJM-Plattengelenk deutlich höhere Deformation und eine dreifach höhere Materialspannung auf. Diese hohen Materialbelastungen treten dabei vor allem in Kerbspannungsbereichen auf, welche beim CMS-Hebelgelenk nur durch deutliche Materialverstärkung der betroffenen Bereiche und dem damit einhergehenden Massezuwachs reduzierbar sind.

Das CMS-Hebelgelenk weist gegenüber dem SJM-Plattengelenk ein 38% höheres Konstruktionsgewicht, eine 36% geringere Steifigkeit, einen um 20% größeren Abstand zwischen Gelenkende und virtuellem Drehpunkt und eine geringere Beweglichkeit durch die komplexere Kinematik auf. Diese komplexere Kinematik ist ebenso der Grund dafür, dass das CMS-Hebelgelenk, im Gegensatz zum SJM-Plattengelenk, einen vollständig symmetrischen Aufbau aufweisen muss. Das bedeutet, dass der Abstand zwischen den Gelenkaufnahmen an den Stäben und dem virtuellen Drehpunkt nicht individuell gestaltet werden kann. Durch zwei gegenläufige Anforderungen ist dies allerdings erforderlich: Zum einen muss durch die Nutzung der passiven Stäbe als Hydraulikleitungen der Abstand zwischen den Enden der passiven Stäbe groß genug sein, um diese über eine Drehkupplung mit Hydraulikschläuchen zu verbinden, siehe Bild 2.10. Zum anderen muss der Abstand zwischen den Gelenkaufnahmen an den aktiven Stäben und dem virtuellen Drehpunkt minimal sein, um das für die Beweglichkeit der Struktur wichtige Längenverhältnis  $k$  nicht zu reduzieren. Aus diesen Gründen ist das SJM-Plattengelenk für die Verbindung der Stäbe der VGT Struktur zu bevorzugen.

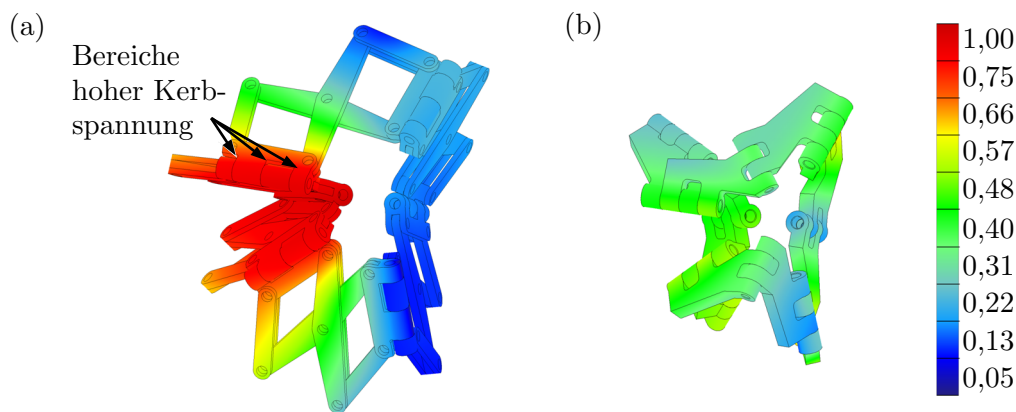


Bild 2.13: Verformungsanalyse des CMS-Gelenks (a) und des SJM-Gelenks (b) unter Maximalbelastung bezogen auf den maximalen Wert im CMS-Gelenk

**Dimensionierung des SJM-Plattengelenks:** Die Abstände der Gelenkaufnahmen zum virtuellen Drehpunkt  $l_1$ ,  $l_2$  und der maximale Öffnungswinkel der zu verbindenden Stabelemente  $\alpha_{max}$  bestimmen die geometrische Dimensionierung der Gelenkplatten, vgl. Bild 2.14. Diese beiden Parameter haben direkte Auswirkungen auf das Konstruktionsgewicht und die Steifigkeit des Gelenks. Ein geringes Konstruktionsgewicht der Gelenke ist, neben dem Ge-

wicht der aktiven Stäbe, maßgebend für ein geringes Eigengewicht der Roboterstruktur. Eine hohe Gelenksteifigkeit ist für eine hohe Belastbarkeit der Roboterstruktur und zur Sicherung des gemeinsamen virtuellen Drehpunktes der Stäbe erforderlich. Um das Gewicht des Gelenks zu reduzieren und die Steifigkeit zu erhöhen, gilt es prinzipiell, den Abstand der Gelenkaufnahmen zum virtuellen Drehpunkt  $l_1$ ,  $l_2$  und den maximalen Öffnungswinkel  $\alpha_{max}$  so gering wie möglich zu halten. Die folgenden Gestaltungsregeln müssen dazu eingehalten werden:

*Abstand der Gelenkaufnahmen zum virtuellen Drehpunkt:* Zum Erreichen eines hohen Längenverhältnis  $k$  der aktiven Stäbe, muss der Abstand der Gelenkaufnahmen zum virtuellen Drehpunkt so klein wie möglich sein. Zwischen den passiven Stäben muss dahingegen so viel Abstand wie nötig eingehalten werden, um Platz für die Anbauteile (Drehkupplung, Hydraulikschläuche, Adapter) zu erhalten, vgl. Bild 2.10. Dabei ist besonders darauf zu achten, dass der vom Hersteller angegebene minimale Biegeradius der Schläuche in keiner Gelenkkonfiguration unterschritten wird. Der maximal zulässige Abstand der Gelenkaufnahmen an den passiven Stäben zum virtuellen Drehpunkt wird durch die Massezunahme und Steifigkeitsabnahme des Gelenks beschränkt. Die Schenkel der Gelenkplattenpaare, welche die passiven Stäbe mit den aktiven Stäben verbinden, sollten daher mit einem jeweils individuellen Abstand der Gelenkaufnahme zum virtuellen Drehpunkt asymmetrisch gestaltet werden ( $l_1 \neq l_2$ ). Die Schenkel der Gelenkplattenpaare, welche die passiven Stäbe miteinander verbinden, sollten dagegen symmetrisch gestaltet werden ( $l_1 = l_2$ ).

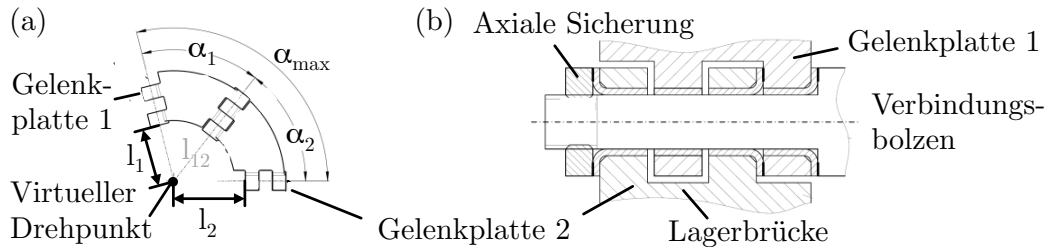


Bild 2.14: Grundlegendes Gelenkmodell basierend auf dem originalen SJM-Entwurf von P. Bosscher [176]: (a) Plattenpaar zur Verbindung zweier Stäbe, (b) Gestaltung der Lagerstellen des Gelenks

*Maximaler Öffnungswinkel zwischen den Stäben:* Um singuläre Stellungen des Gelenkmechanismus und eine definierte Schwenkrichtung der Gelenkplatten sicherzustellen, muss der maximale Öffnungswinkel des Gelenks  $\alpha_{max} = \alpha_1 + \alpha_2$  größer als der maximale Öffnungswinkel der zu verbindenden Stabelemente sein, vgl. Bild 2.14. In der kinematischen Struktur eines VGT in Oktaederbauweise treten drei unterschiedliche maximale Öffnungswinkel auf: Der Winkel  $\alpha_{AA} = \cos^{-1}(1 - k^2/2)$  zwischen zwei aktiven Stäben, der Winkel  $\alpha_{AP} = \cos^{-1}[l_{AS,min}/(2 \cdot l_{PS})]$  zwischen einem aktiven und passiven Stab und der Winkel

$\alpha_{PP} = \cos^{-1}[1 - (l_{AS,min} \cdot k)^2 / (2 \cdot l_{PS}^2)]$  zwischen zwei passiven Stäben der Struktur, siehe Bild 2.15 (a-c). Generell sind möglichst kleine maximale Öffnungswinkel anzustreben, da dies die Länge der Gelenkschenkel reduziert, was sich positiv auf das Konstruktionsgewicht und die Steifigkeit des Gelenks auswirkt. Es ist demnach sinnvoll, drei unterschiedliche Platten-gelenkpaare entsprechend der drei maximalen Öffnungswinkeln zu entwerfen.

In Bild 2.15 ist die Überlagerung der Kennfelder der maximalen Öffnungswinkel mit  $\alpha_{opt} = (\alpha_{AA} + \alpha_{AP} + \alpha_{PP})^{-1}$  dargestellt. Um möglichst kleine maximale Öffnungswinkel zu erhalten, muss dieses Kennfeld – wie auch die Kennfelder des optimalen Arbeitsraumvolumens  $V_{opt}$  und Übersetzungsverhältnisses  $i_{opt}$ , siehe Bild 2.11 – beim Entwurf des Roboters berücksichtigt werden, siehe Kapitel 2.3.4.

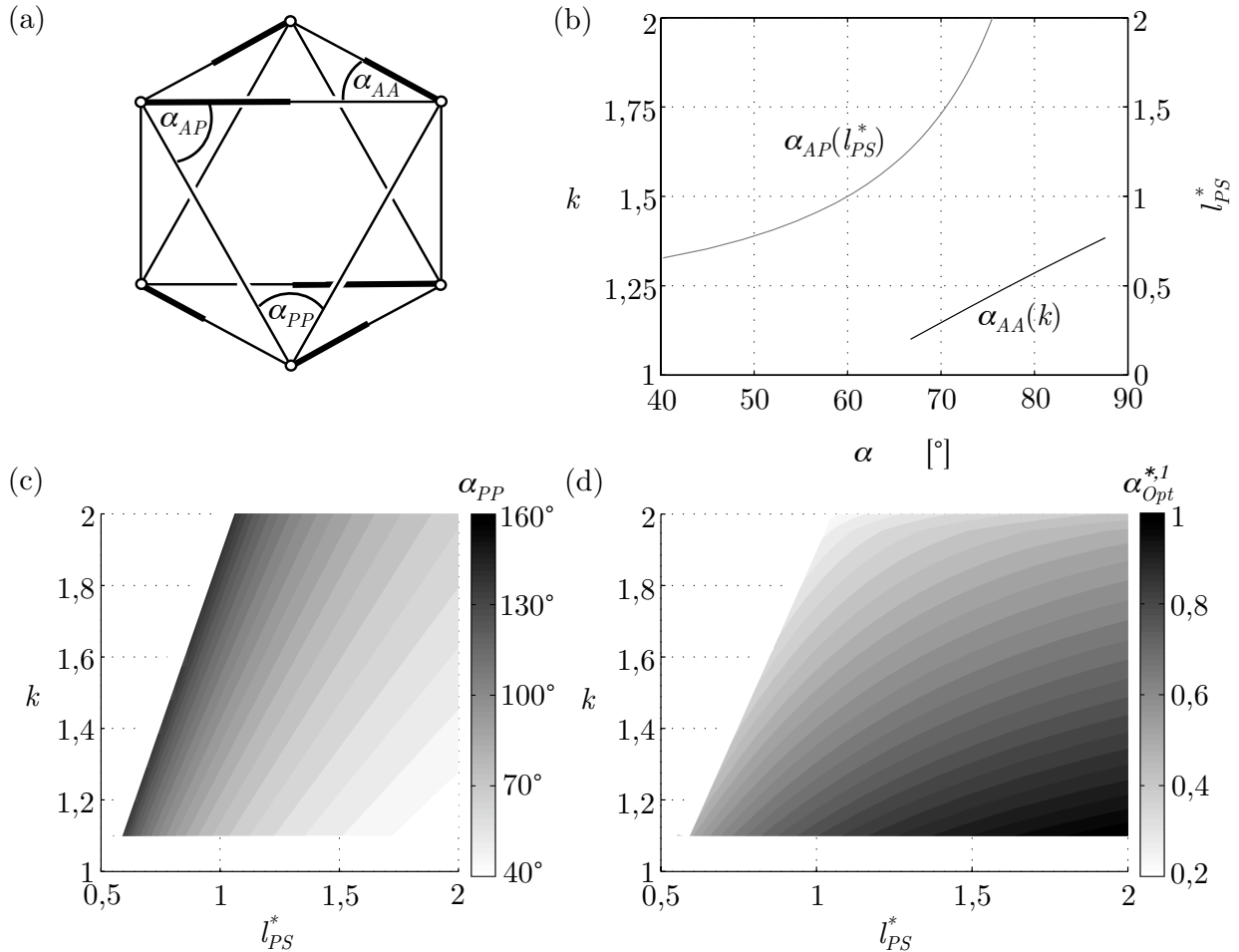


Bild 2.15: Winkel zwischen den aktiven und passiven Stäben: (a) Notation, (b, c) Öffnungswinkel  $\alpha_{AA}$ ,  $\alpha_{AP}$ ,  $\alpha_{PP}$  in Abhängigkeit des Längenverhältnisses  $k$  und der Länge der passiven Stäbe  $l_{PS}$ , (c) Überlagerung der Kennfelder der maximalen Öffnungswinkel mit  $\alpha_{opt} = (\alpha_{AA} + \alpha_{AP} + \alpha_{PP})^{-1}$



*Kollisionsproblematik:* Die Kollision der Gelenkplatten untereinander ist ein weiterer Punkt der beim Entwurf des Gelenks berücksichtigt werden muss. Zwei Arten von Kollisionen sind zu unterscheiden: Bei der äußeren Kollision stoßen zwei benachbarte Plattenpaare mit ihren Gelenkschenkeln aneinander, siehe Bild 2.16 (a). Bei der inneren Kollision stoßen die in einer Gelenkachse verbundenen Platten an ihrer gemeinsamen Lagerungsstelle aneinander, vgl. Bild 2.16 (b, c). Um die innere Kollision zwischen zwei benachbarten Gelenkplatten zu vermeiden, muss die Stärke der Gelenkplatten an der Lagerungsstelle möglichst klein sein und die Lagerbrücken der Gelenkplatten müssen ausgespart werden, vgl. Bild 2.14 (b). Folgende Gestaltungsregeln müssen befolgt werden, um die äußere Kollision zu verhindern:

1. Individuelle Annäherung des maximalen Öffnungswinkels der Gelenkplattenpaare  $\alpha_{max}$  an den maximalen Öffnungswinkel der paarweise verbundenen Stäbe, siehe Bild 2.15 (a). Dies resultiert in drei unterschiedlich großen Gelenkplattenpaaren pro Gelenkknoten.
2. Die Gelenkplattenpaare zwischen den passiven Stäben müssen aus der Struktur heraus schwenken. Die Gelenkplattenpaare zwischen einem passiven und einem aktiven Stab müssen in die Roboterstruktur hinein schwenken.
3. Falls die ersten beiden Maßnahmen die Kollisionsproblematik nicht beseitigen, muss der Abstand der Lagerstelle  $l_{12}$ , welche ein Gelenkplattenpaar miteinander verbindet, zum virtuellen Drehpunkt vergrößert werden, vgl. Bild 2.14 (a). Dies resultiert in trapezförmigen Gelenkplattenpaaren, wie in Bild 2.13 (b) bereits angedeutet.

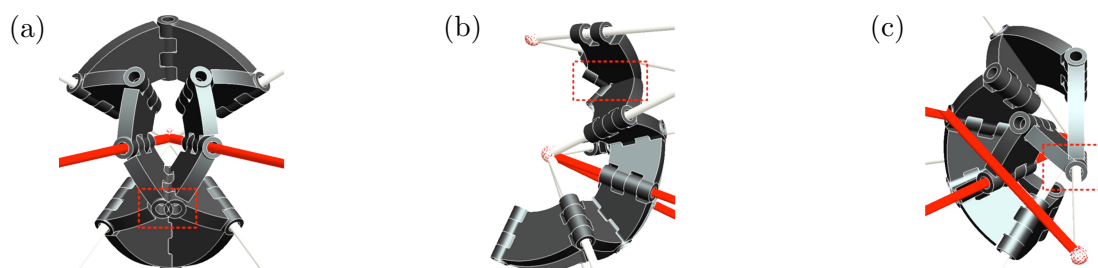


Bild 2.16: Kollisionsszenarien des SJM-Gelenks: (a) äußere Kollision, (b, c) innere Kollision



einen Ventilschieber mit dem System-  $p_S$  bzw. Tankdruck  $p_T$  beaufschlagen oder verschließen. Für den Hydraulikzylinder wurde ein solches Standard 4/3 Proportional-Wegeventile der Fa. VICKERS gewählt, siehe Tabelle A.1. Der Nennvolumenstrom des Ventils beträgt  $Q_{nenn} = 0,1 \text{ m}^3/\text{s}$  und richtet sich nach dem in den Aktuator fließenden Maximalvolumenstrom  $Q_{max} = A_A \cdot \dot{q}_{max}$  bei der, durch den Hersteller des Hydraulikzylinders festgelegten, Maximalgeschwindigkeit der Kolbenstange  $\dot{q}_{max}$ . Neben dem Nennvolumenstrom wird die Ventil- bzw. Antriebsdynamik durch die Größe und den Typ der Ventilmagnete definiert. Aus Kostengründen fiel die Wahl auf einfache Hubmagnete, mit denen eine verhältnismäßig geringe Stelldynamik des Ventilschiebers mit einer Großsignal-Zeitkonstante von  $T_V = 0,015 \text{ s}$  erreicht werden kann. Die nullüberdeckten Steuerkanten des Ventils ermöglichen eine gute Regelbarkeit des Antriebs. Im Anhang A.2.2 sind die Konstruktionszeichnungen des hydraulischen Antriebs und der Anbauteile mit allen, für die weiteren Betrachtungen relevanten, geometrischen und mechanischen Parametern dargestellt.

**Passive Stäbe:** Die passiven Stäbe wurden nach den in Kapitel 2.3.2 beschriebenen Gestaltungsrichtlinien entworfen, siehe Bild 2.18 und Konstruktionszeichnung im Anhang A.2.3. Die Länge der passiven Stäbe ist nach den Betrachtungen in Kapitel 2.3.2 und Kapitel 2.3.3 entscheidend für den resultierenden Arbeitsraum, für die Kraftübersetzung und für das Gewicht und die Steifigkeit der Gelenkverbindungen. Durch die Überlagerung der Kennfelder des Arbeitsraums, Übersetzungsverhältnis und Öffnungswinkels mit  $l_{opt} = (V_{opt}^{*,1} + \dot{q}_{opt}^{*,1} + \alpha_{opt}^{*,1})^{-1}$ , kann die zu einem Längenverhältnis  $k$  der aktiven Stäbe zugehörige optimale Länge der passiven Stäbe  $l_{PS,opt}$  gefunden werden, siehe Bild 2.19 (a).

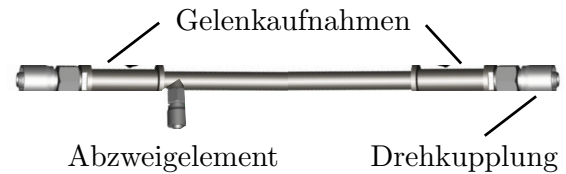


Bild 2.18: Passiver Stab

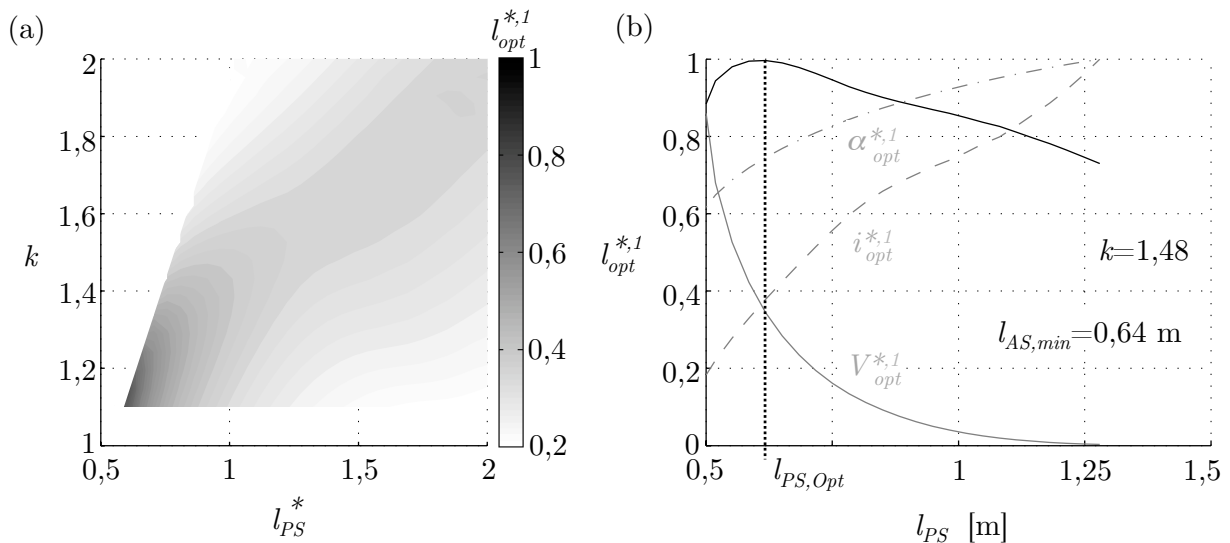


Bild 2.19: Ermittlung der optimalen Länge der passiven Stäbe: (a) allgemein, (b) speziell

An dem Maximum der in Bild 2.19 (b) dargestellten Funktion  $l_{opt}^{*,1}$  kann die optimale Länge der passiven Stäbe  $l_{PS,opt}$  für das, durch die aktiven Stäbe vorgegebene Längenverhältnis  $k = 1,48$  bei einer Minimallänge der aktiven Stäbe von  $l_{AS,min} = 0,64$  m, abgelesen werden. Die optimale Länge der passiven Stäbe beträgt demnach  $l_{PS,opt} = 0,624$  m  $\approx l_{AS,min}$  und wurde mit  $l_{PS} = l_{AS,min}$  festgelegt. Im eingefahrenen Zustand der Aktuatoren ( $l_{AS} = l_{AS,min}$ ) besteht die Roboterstruktur damit aus gleichseitigen Oktaedern.

**Gelenkverbindung:** Um Kollisionen zu vermeiden und ausreichend Platz zwischen den Enden der passiven Stäbe zu erhalten, wurde das Gelenk in Trapezform gestaltet, siehe Bild 2.20. Es besteht aus 12 einzelnen Gelenkplatten mit vier verschiedenen Plattenarten. Bedingt durch den größeren notwendigen Öffnungswinkel sind die Plattenpaare zwischen den passiven Stäben länger als die Plattenpaare zwischen den passiven und aktiven Stäben. Um die dadurch reduzierte Knickfestigkeit und Steifigkeit zu kompensieren, wurden die Plattenpaare mit einer größeren Materialdicke versehen. Die Lagerstellen der passiven und aktiven Stäbe im Gelenk wurden mit trocken laufenden PTFE Axial- und Radialgleitlagern realisiert. Als Gelenkmaterial wurde der mit einem Streckmodul von  $R_e = 900$  MPa hochfeste Legierungsstahl  $34CrNiMo6$  (Werkstoffnummer nach EN10027-2: 1.6582) verwendet. Die Konstruktionszeichnungen des Gelenks mit allen wesentlichen geometrischen und mechanischen Angaben ist im Anhang A.2.1 zu finden.

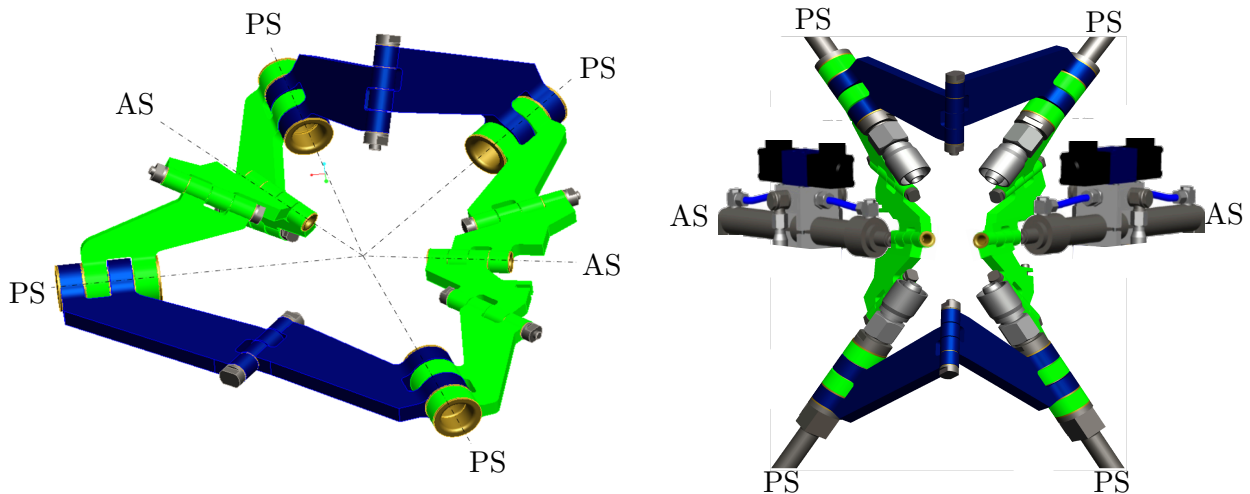


Bild 2.20: Optimierte sphärisches Gelenk in Trapezform

Bild 2.21 (a) zeigt die aus den entworfenen passiven Stäben, aktiven Stäben und sphärischen Gelenken aufgebaute VGT Roboterstruktur in Oktaederbauweise mit fünf aktuierten Modulen und einem passiven Abschlussmodul zur Befestigung des TCP. Die Minimalkonfiguration des Roboters besteht aus einem aktuierten Modul und einem passiven Abschlussmodul und wird im Folgekapitel untersucht, siehe Bild 2.21 (c).

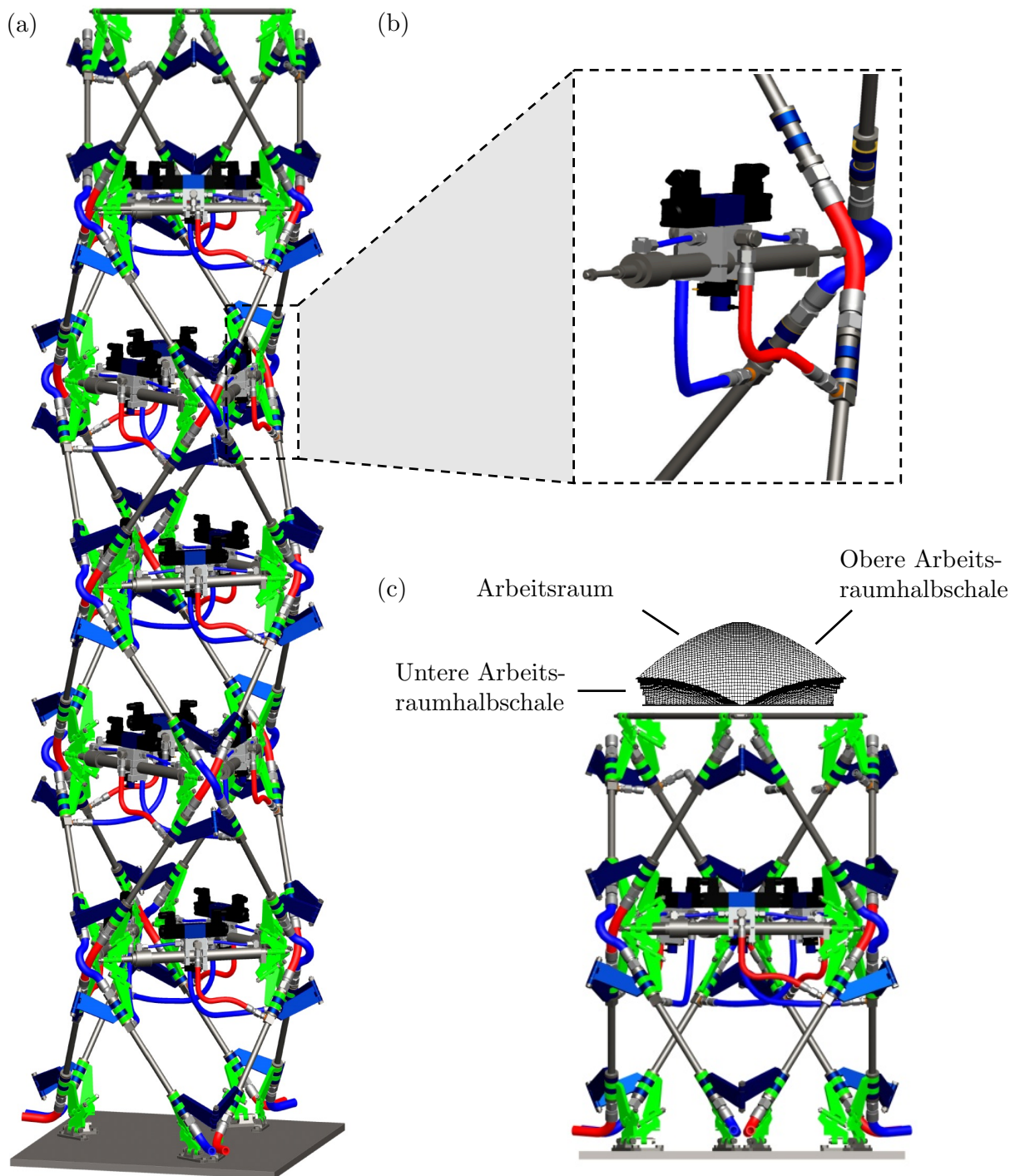


Bild 2.21: (a) Maximalkonfiguration der Struktur mit fünf aktuierten Oktaedern und einem passiven Abschlussoktaeder, (b) Schlauchführung zwischen den passiven Stäben und zum Aktuator, (c) Doppeloktaedermodul als Minimalkonfiguration mit Arbeitsraum

## 2.4 Eigenschaften der Minimalkonfiguration des Roboters

Mit Hilfe der Modelle aus Kapitel 2.2 werden in diesem Unterkapitel die wesentlichen kinematischen, statischen und dynamischen Eigenschaften des in Bild 2.21 (c) dargestellten Roboters vorgestellt. Der Roboter besteht aus einem aktuierten und einem passiven Oktaedermodul. Im Mittelpunkt des Abschlussdreiecks des passiven Oktaeders befindet sich der Endeffektor. Geometrische und mechanische Parameter sind dem Anhang A.2 zu entnehmen. Die Arbeitsraumkoordinaten sind in allen Darstellungen mit  $x^* = x/l_{PS} = x/l_{AS,min}$  und  $y^* = y/l_{PS} = y/l_{AS,min}$  auf die Grundlänge der Oktaedermodule normiert.

**Kinematische Eigenschaften:** Der Arbeitsraum des Roboters ist qualitativ in Relation zur Roboterstruktur in Bild 2.21 (c) dargestellt. Die quantitative Beschreibung des Arbeitsraumes ist Bild 2.22 zu entnehmen. Das Bauraum-Arbeitsraum-Verhältnis des Roboters beträgt  $k_V = V_{AR}/V_{BR} = 0,0151 \text{ m}^3/0,2472 \text{ m}^3 \approx 0,061$ . Mit zunehmender Modulanzahl steigt dieses Verhältnis überproportional an. So weist beispielsweise der in Bild 2.21 (a) dargestellte Roboter mit fünf aktuierten und einem passiven Oktaedermodul ein Bauraum-Arbeitsraum-Verhältnis von  $k_V = 15,6 \text{ m}^3/0,75 \text{ m}^3 \approx 21$  auf.

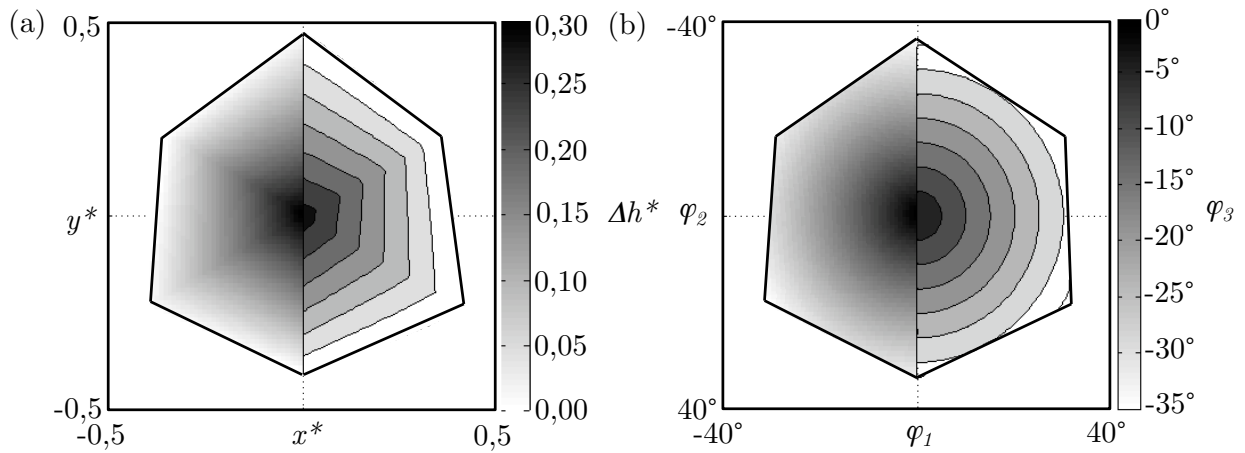


Bild 2.22: Darstellung des (a) Arbeitsraumes durch die erreichbare Höhendifferenz  $\Delta h^* = \Delta h/l_{PS}$  und des (b) Neigungswinkels der Endeffektor-Plattform

Die Berechnung der statischen und dynamischen Eigenschaften erfolgt exemplarisch auf der unteren und oberen Arbeitsraumhalbschale mit dem Gravitationsvektor in Richtung der negativen  $z$ -Achse.

**Statische Eigenschaften:** Bedingt durch die nichtlineare Kinematik ist das Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis  $k_m$  des Roboters stellungsabhängig. Das minimale Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis von  $k_m = 15$  wird am Arbeitsraumrand erreicht.

In Richtung des Nullpunktes der  $xy$ -Ebene wird das Verhältnis zunehmend besser und er-



reicht auf der unteren Arbeitsraumhalbschale mit  $k_m = 35$  und auf der oberen Arbeitsraumhalbschale mit  $k_m = 75$  ein Maximum, siehe Bild 2.23.

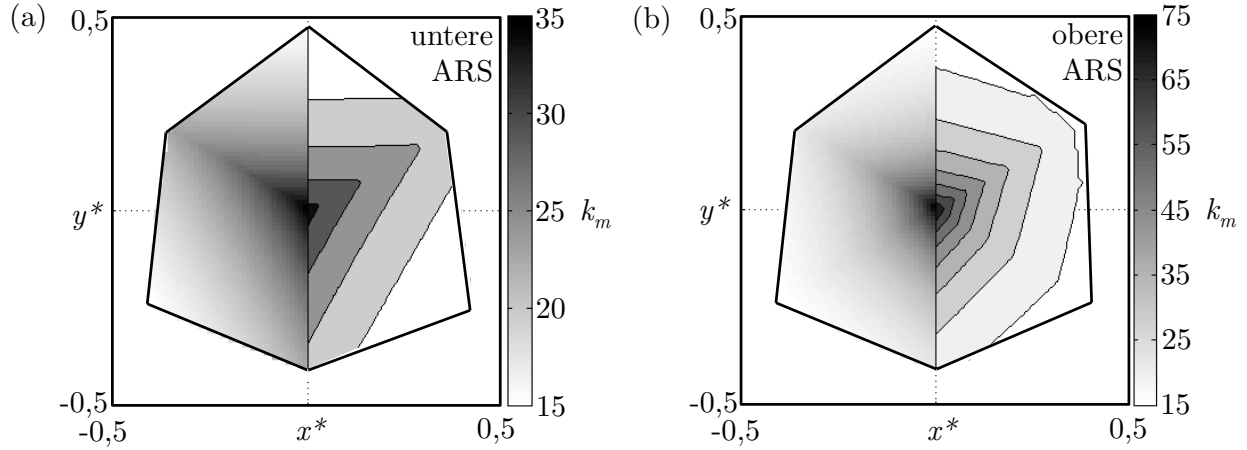


Bild 2.23: Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis  $k_m$  auf der (a) unteren und (b) oberen Arbeitsraumhalbschale (ARS)

Mit Hilfe des Inversen Kraftmodells aus Kapitel 2.2.1 kann das Steifigkeits-Eigenmasse-Verhältnis  $k_c$  der Struktur berechnet werden, siehe Bild 2.24. Bei der Berechnung wurden die Teilsteifigkeiten der Gelenke  $c_{Gel}$ , der aktiven Stäbe  $c_{AS}$  und der passiven Stäbe  $c_{PS}$  berücksichtigt. Die Steifigkeit des aktiven Stabs ist durch die positionsabhängigen variablen Ölvolumina im Antrieb eine Funktion der Antriebsstellung  $c_{AS} = f(q)$ .

Unter Berücksichtigung der Steifigkeit der Kolbenstange  $c_{KS}$  und des Hydraulikfluids  $c_{Öl} = K_{Öl}[A_{KS}/(q_{max} - q) + A_K/q]$  kann die Steifigkeit des aktiven Stabs mit  $c_{AS} = (1/c_{KS} + 1/c_{Öl})^{-1}$  berechnet werden. Das Steifigkeits-Eigenmasse-Verhältnis der Struktur beträgt mindestens  $k_c = 1,0 \cdot 10^5 \text{ N}/(\text{m} \cdot \text{kg})$  und maximal  $k_c = 7,0 \cdot 10^5 \text{ N}/(\text{m} \cdot \text{kg})$ .

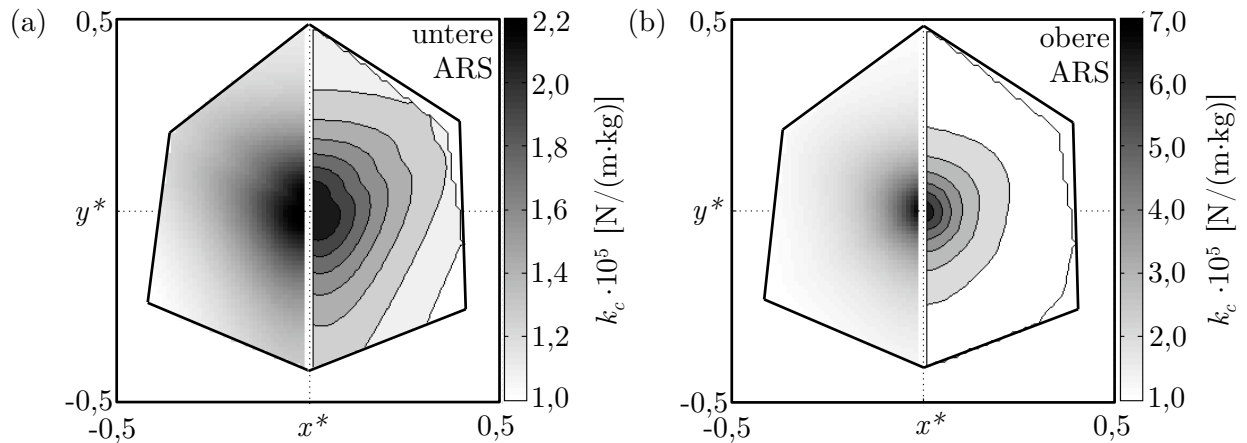


Bild 2.24: Steifigkeits-Eigenmasse-Verhältnis  $k_c$  auf den Arbeitsraumhalbschalen

**Dynamische Eigenschaften:** Die Maximalgeschwindigkeit ist ebenso stellungsabhängig und wurde für eine maximale Aktuatorenengeschwindigkeit von  $\dot{q}_{max} = 0,5 \text{ m/s}$  berechnet, siehe Bild 2.25. Der Endeffektor des Roboters hat eine Maximalgeschwindigkeit von bis zu  $\dot{p}_{max} = 1,3 \text{ m/s}$ . An den Arbeitsraumgrenzen sinkt die Maximalgeschwindigkeit auf  $\dot{p}_{max} = 0,5 \text{ m/s}$  ab.

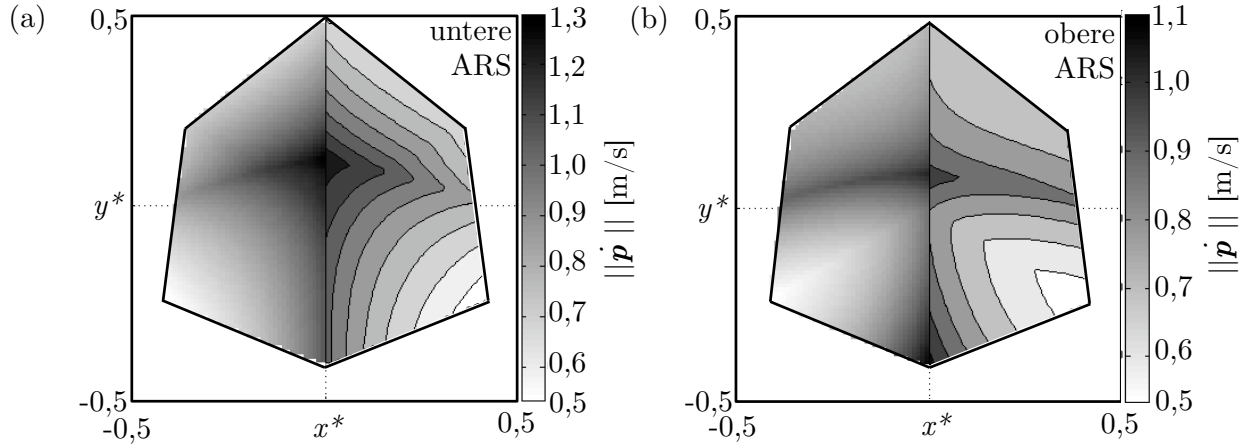


Bild 2.25: Maximalgeschwindigkeit des Endeffektors auf den Arbeitsraumhalbschalen (ARS)

Die maximale Beschleunigung aus dem Stand variiert stellungsabhängig zwischen  $\ddot{p}_{max} = 50 \text{ m/s}^2$  am Arbeitsraumrand und  $\ddot{p}_{max} = 100 \text{ m/s}^2$  im Nullpunkt der  $xy$ -Ebene, siehe Bild 2.26.

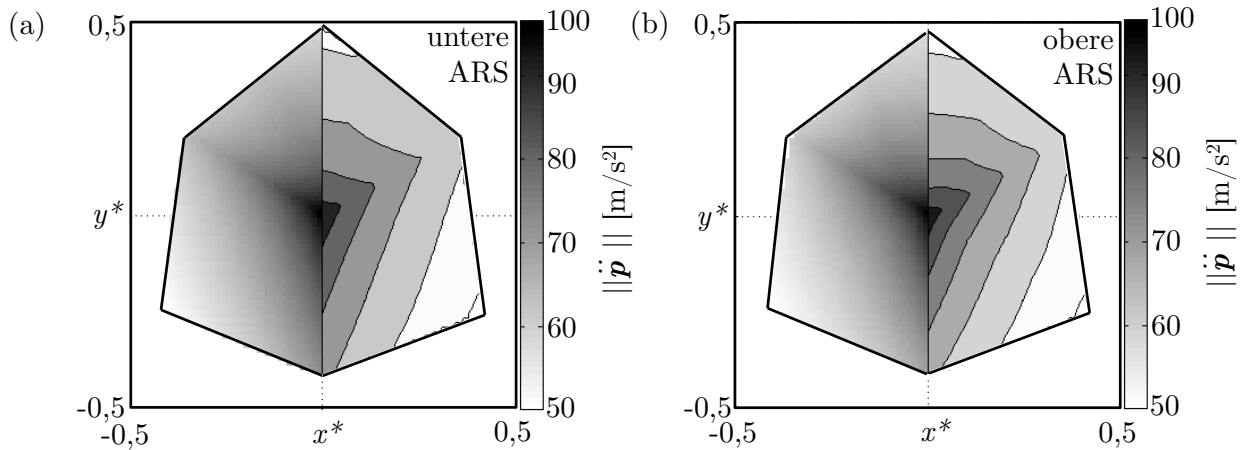


Bild 2.26: Maximalbeschleunigung des Endeffektors auf den Arbeitsraumhalbschalen (ARS)



### 3 Roboterregelung

In diesem Kapitel wird ein Regelungskonzept vorgestellt, mit dem der Endeffektor des Roboters entlang einer in seinem Arbeitsraum definierten Raumkurve  $\mathbf{p}(t) = [x(t) \ y(t) \ z(t)]^T$  geführt werden kann, siehe Bild 3.1. Unter Berücksichtigung der, durch den Roboter und dessen Antriebe vorgegebenen, Maximalgeschwindigkeit  $\hat{\mathbf{p}}$  und -beschleunigung  $\hat{\ddot{\mathbf{p}}}$  des Endeffektors, wird zunächst der Zeitbezug der in Parameterdarstellung vorgegebenen Raumkurve  $\mathbf{p}(t)$  hergestellt und resultiert in der Arbeitsraumtrajektorie  $\mathbf{p}(\tau)$  (ART, Kapitel 3.1). Die Arbeitsraumtrajektorie wird unter Berücksichtigung der Längenbegrenzung der Aktuatoren  $\hat{\mathbf{q}} = [q_{min} \ q_{max}]$  in eine entsprechende Gelenkraumtrajektorie  $\mathbf{q}(\tau)$  (GRT, Kapitel 3.2) transformiert, um die Sollwerte für die Gelenkraumregelung bereitzustellen. Die Regelung im Gelenkraum des Roboters erfolgt in Kaskadenstruktur mit je einem linearen Kraft-, Geschwindigkeits- und Positionsregler pro Antrieb, siehe Kapitel 3.3. Das nichtlineare Verhalten der hydraulischen Antriebe wird dabei durch eine *Exakte Eingangs-Ausgangs-Linearisierung* im Kraftregelkreis kompensiert. Die nichtlineare Roboterdynamik wird durch eine modellbasierte Sollwertvorsteuerung (SWV, Kapitel 3.4) berücksichtigt. Am Beispiel einer kreisförmigen Raumkurve  $\mathbf{p}_{ref}(t) = [2 \cdot l_{PS} \cdot \cos(\pi \cdot t) \ 2 \cdot l_{PS} \cdot \sin(\pi \cdot t) \ 3 \cdot l_{PS}]^T$  mit  $t = [0 \dots 2]$  durch den Arbeitsraum eines sechsmoduligen Roboters (vgl. Bild 3.23) wird die Funktionalität der vorgestellten Algorithmen und des Gesamtkonzeptes demonstriert.

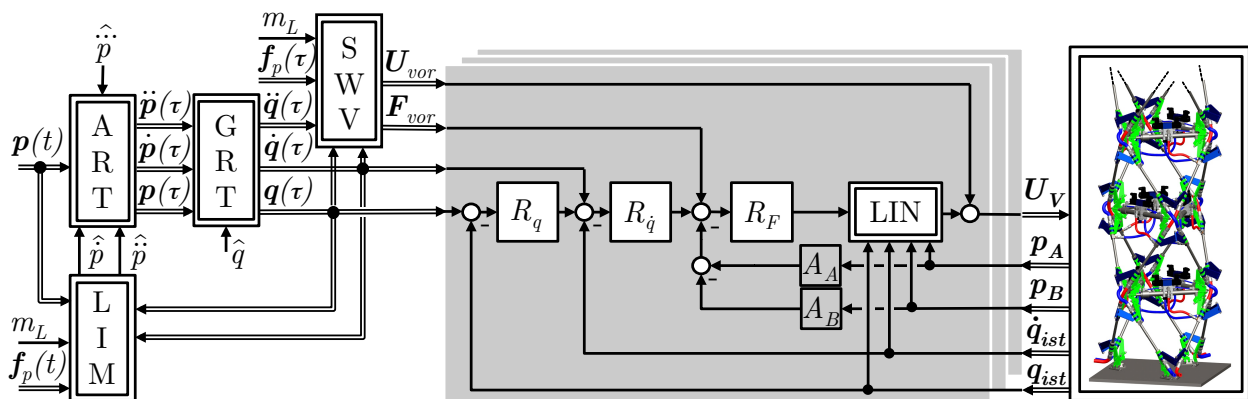


Bild 3.1: Gesamtkonzept der Roboterregelung

### 3.1 Arbeitsraumtrajektorie

Die im Arbeitsraum des Roboters definierte Raumkurve  $\mathbf{p}(t)$  kann durch eine Parametertransformation mit  $t = t(\tau)$  in eine Trajektorie  $\mathbf{p}(\tau) = \mathbf{p}(t(\tau))$  mit der Zeitbasis  $\tau$  überführt werden. Mit der Funktion  $t(\tau)$  kann die Geschwindigkeitsverteilung entlang der Raumkurve beeinflusst werden. Durch eine geeignete Wahl dieser Funktion soll erreicht werden, dass zu keinem Zeitpunkt  $\tau$  die durch den Roboter und dessen Antriebe vorgegebene Maximalgeschwindigkeit  $\hat{p}(\mathbf{q})$  und -beschleunigung  $\hat{\ddot{p}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$  des Endeffektors überschritten wird. Optional kann mit einer Ruckbegrenzung  $\hat{\ddot{p}}$  die maximale Beschleunigungsänderung und somit die Anregung des Endeffektors beeinflusst werden.

Mit dem folgenden Algorithmus wird die, in äquidistante Punkte gesampelte, Raumkurve  $\mathbf{p}(k) = \mathbf{p}_k$  mit einer neuen Zeitbasis  $\tau$  versehen. Das Zeitintervall  $\Delta\tau$  zwischen den Raumpunkten  $\Delta p = \|\mathbf{p}_k - \mathbf{p}_{k-1}\|$  wird anhand der geradlinigen Bewegungsgleichung einer Punktmasse, ausgehend von der Ruck- über die Beschleunigungs- bis hin zur Geschwindigkeitsbegrenzung, berechnet.

1. Berechnung des Zeitschritts  $\Delta\tau_R$  mit der Ruckbegrenzung  $\hat{\ddot{p}}$ :

$$0 = \frac{1}{6} \cdot \hat{\ddot{p}} \cdot \Delta\tau_R^3 + \frac{1}{2} \cdot \ddot{p}_{k-1} \cdot \Delta\tau_R^2 + \dot{p}_{k-1} \cdot \Delta\tau_R - \Delta p \quad (3.1)$$

2. Berechnung des Zeitschritts  $\Delta\tau_B$  mit dem Beschleunigungsmaximum  $\hat{\ddot{p}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})_k$ , falls das maximale Beschleunigungsvermögen des Endeffektors mit  $\hat{\ddot{p}} \cdot \Delta\tau_R + \ddot{p}_{k-1} > \hat{\ddot{p}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})_k$  überschritten wird:

$$0 = \frac{1}{2} \cdot \hat{\ddot{p}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})_k \cdot \Delta\tau_B^2 + \dot{p}_{k-1} \cdot \Delta\tau_B - \Delta p \quad (3.2)$$

3. Berechnung des Zeitschritts  $\Delta\tau_G$  mit der Maximalgeschwindigkeit  $\hat{p}(\mathbf{q})_k$ , falls die maximale Geschwindigkeit des Endeffektors mit  $\frac{1}{2} \hat{\ddot{p}} \cdot \Delta\tau_R^2 + \ddot{p}_{k-1} \cdot \Delta\tau_R + \dot{p}_{k-1} > \hat{p}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})_k$  oder  $\hat{\ddot{p}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})_k \cdot \Delta\tau_B + \dot{p}_{k-1} > \hat{p}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})_k$  überschritten wird:

$$0 = \hat{p}(\mathbf{q})_k \cdot \Delta\tau_G - \Delta p \quad (3.3)$$

Der Zeitschritt  $\Delta\tau$  kann somit die Werte  $\Delta\tau_R$ ,  $\Delta\tau_B$  oder  $\Delta\tau_G$  annehmen, je nachdem ob und welcher Grenzwert überschritten wurde. Der resultierende Zeitvektor  $\boldsymbol{\tau}$  besteht aus den kumulierten Einzelwerten  $\Delta\tau$ . Die im Bild 3.2 dargestellte Trajektorie  $\mathbf{p}_{ref}(\tau) = [x(\tau) \ y(\tau) \ z(\tau)]^T$  wurde auf Basis der in der Einleitung definierten Raumkurve  $\mathbf{p}_{ref}(t)$  mit einer Ruckbegrenzung von  $\hat{\ddot{p}} = 300 \text{ m/s}^3$  erzeugt.

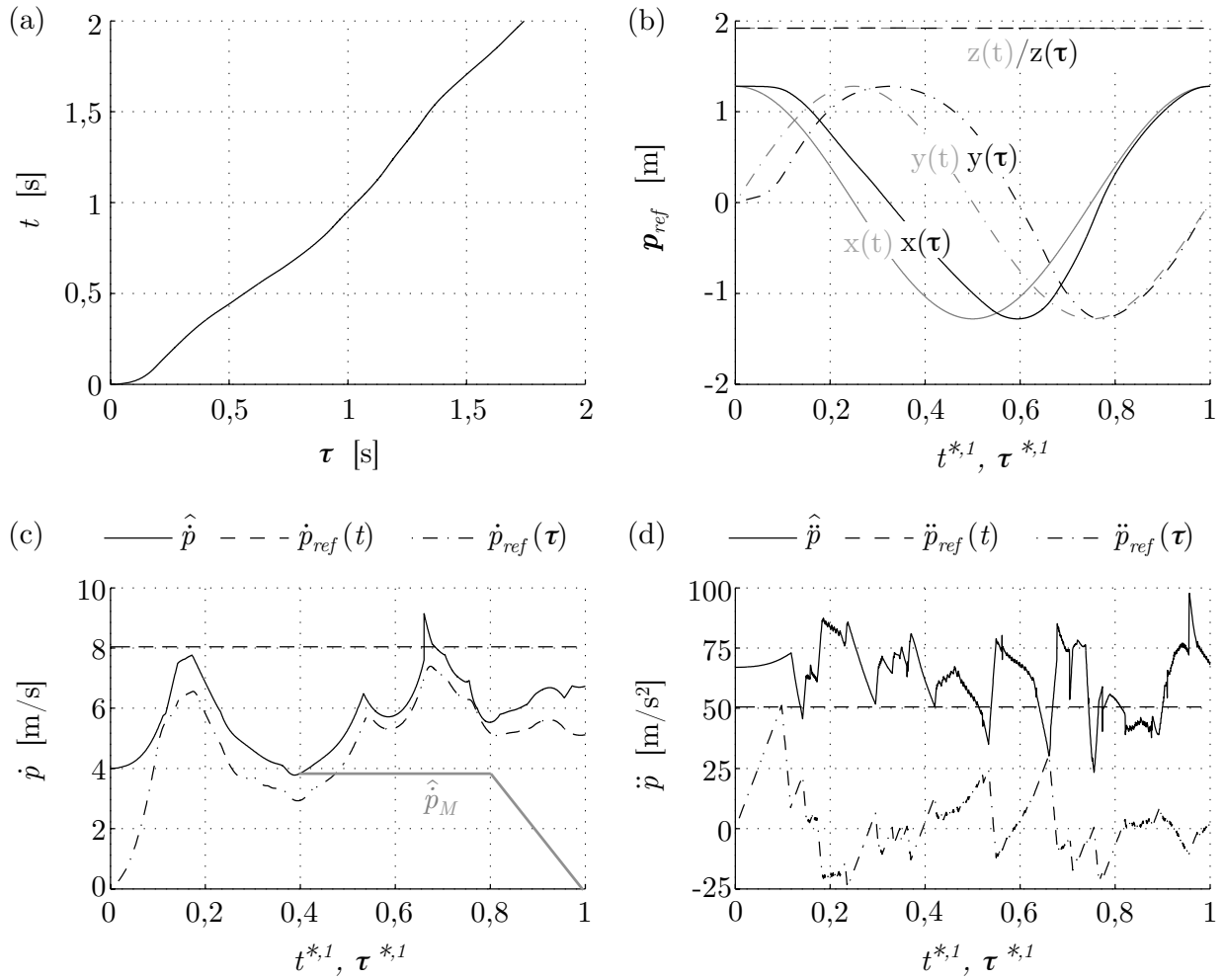


Bild 3.2: (a) Parametertransformation mit  $t(\tau)$ , (b) Raumkurve in Parameterform  $\mathbf{p}_{ref}(t)$  und zeitabhängige Trajektorie  $\mathbf{p}_{ref}(\tau)$  mit (c) Geschwindigkeits- und (d) Beschleunigungsverteilung

Zum Zeitpunkt  $\tau = 0$  befindet sich der Endeffektor in Ruhelage. Die Bahngeschwindigkeit baut sich entsprechend dem Ruckmaximum und der maximalen Beschleunigung auf und verläuft entlang der Geschwindigkeitsbegrenzung. Im Gegensatz zur Raumkurve  $\mathbf{p}_{ref}(t)$  gibt es bei der resultierenden Arbeitsraumtrajektorie  $\mathbf{p}_{ref}(\tau)$  keine Unstetigkeiten und Maximalwertüberschreitungen im Geschwindigkeits- und Beschleunigungsverlauf. Mit dem vorgestellten Algorithmus können somit Trajektorien erzeugt werden, die das Robotersystem tatsächlich realisieren kann. Um den Trajektorienverlauf mit Konstantgeschwindigkeitsphasen  $\dot{p}_{ref}(\tau) = \text{konst.}$  oder Haltezeiten mit  $\dot{p}_{ref}(\tau) = 0$  auszustatten, kann das Profil der maximalen Geschwindigkeit  $\hat{p}$  entsprechend manipuliert werden, siehe  $\hat{p}_M$  in Bild 3.2 (c). Die Geschwindigkeit  $\hat{p}_M$  definiert die Geschwindigkeitsobergrenze im Algorithmus und wird entsprechend der maximalen Beschleunigung und des maximalen Rucks angenommen. Voraussetzung ist, dass zu jedem Zeitpunkt  $\hat{p}_M \leq \hat{p}$  gelten muss.

## 3.2 Gelenkraumtrajektorie

Zu der ermittelten Arbeitsraumtrajektorie  $\mathbf{p}(\tau)$  muss eine entsprechende Gelenkraumtrajektorie  $\mathbf{q}(\tau) = [q_1(\tau) \ \dots \ q_{n_A}(\tau)]^T$  und deren zeitliche Ableitungen berechnet werden, um die für die Gelenkraumregelung notwendigen Sollwerte zu generieren.

Da bei der vorliegenden Roboterkinematik mit  $n_M = 6$  Modulen die Anzahl der Gelenke  $n_A = 3 \cdot (n_M - 1) = 15$  größer als die Bewegungsdimension des Endeffektors  $n_E = 3$  ist, existieren zu jeder Position des Endeffektors im Arbeitsraum theoretisch unendlich viele Konfigurationen im Gelenkraum. Dies bietet den Vorteil, dass bei der Lösung der Inversen Kinematik – in diesem Zusammenhang auch als Redundanzauflösung bezeichnet – weitere Aufgaben, wie z.B. die Vermeidung von Gelenkgrößenbegrenzungen (Position, Geschwindigkeit, Beschleunigung, Last), singuläre Konfigurationen, Kollisionen mit Hindernissen u.v.m. berücksichtigt werden können [2].

Im Vergleich zu kinematisch nicht-redundanten Robotern führt die kinematische Redundanz allerdings zu deutlich komplexeren Algorithmen bei der Lösung der Inversen Kinematik. So scheiden aufgrund der nicht eindeutigen und transzendenten Beziehung zwischen den Arbeitsraum- und den Gelenkraumkoordinaten  $\mathbf{p}(\tau) = \mathbf{f}(\mathbf{q}(\tau))$ , mit  $\mathbf{f}$  als differenzierbarer nichtlinearer Vektorfunktion, algebraische und geometrische Lösungsmethoden der Inversen Kinematik aus. Die Redundanz kann in solchen Fällen nur numerisch auf Grundlage der Jacobi-Matrix mit Hilfe der *Differentiellen Kinematik* erster Ordnung auf Geschwindigkeitsebene  $\dot{\mathbf{p}}(\tau) = \mathbf{J}(\mathbf{q}(\tau))\dot{\mathbf{q}}(\tau)$ , bzw. mittels der *Differentiellen Kinematik* zweiter Ordnung auf Beschleunigungsebene mit  $\ddot{\mathbf{p}}(\tau) = \dot{\mathbf{J}}(\mathbf{q}(\tau))\dot{\mathbf{q}}(\tau) + \mathbf{J}(\mathbf{q}(\tau))\ddot{\mathbf{q}}(\tau)$  aufgelöst werden [177, 178]. Letztgenannte Methode weist durch die zusätzliche Ableitung der Jacobi-Matrix einen deutlich höheren Rechenaufwand und das Risiko numerischer Instabilität auf [177]. Aus diesen Gründen wird die Redundanzauflösung in den folgenden Unterkapiteln auf Grundlage der Differentiellen Kinematik erster Ordnung als lokales Optimierungsproblem beschrieben. Es werden verschiedene Verfahren unter Berücksichtigung der Aktuatorenlängenbegrenzung  $\hat{\mathbf{q}} = [q_{min} \ q_{max}]^T$  vorgestellt und miteinander verglichen, um eine geeignete Methode zur Generierung von Gelenkraumtrajektorien für die vorliegende Roboterkinematik zu ermitteln.

### 3.2.1 Berechnung mit Jacobi-Matrix

Der Endeffektor des Roboters soll, ausgehend von der mit den Aktuatorenlängen  $\mathbf{q}_0$  definierten Startposition  $\mathbf{p}_0$ , eine über die Größen  $\mathbf{p}(\tau)$  und  $\dot{\mathbf{p}}(\tau)$  definierte Trajektorie im Arbeitsraum abfahren. Für die Regelung der Antriebe müssen die zu dieser Arbeitsraumtrajektorie korrespondierenden Größen  $\mathbf{q}(\tau)$  und  $\dot{\mathbf{q}}(\tau)$  berechnet werden.

Der Positionsverlauf  $\mathbf{q}(\tau)$  der Aktuatoren kann aus dem Geschwindigkeitsprofil  $\dot{\mathbf{q}}(\tau)$  mittels Integration berechnet werden:

$$\mathbf{q}(\tau) = \mathbf{q}_0 + \int_{\tau_0}^{\tau_E} \dot{\mathbf{q}}(t) dt. \quad (3.4)$$

Da die Robotersteuerung auf einem digitalen Rechensystem implementiert wird, ist es sinnvoll, das kontinuierliche Zeitintegral mit einer diskreten numerischen Näherung auszudrücken [177]. Beispielsweise kann dies mit dem Euler-Verfahren erfolgen, bei dem das Integral mit der Rechteckregel berechnet wird. Die rekursive Form des Euler-Verfahrens liefert den Ausdruck:

$$\mathbf{q}_k = \mathbf{q}_{k-1} + \dot{\mathbf{q}}_{k-1} \cdot \Delta\tau. \quad (3.5)$$

Die Schrittweite  $\Delta\tau = \tau_k - \tau_{k-1}$  wird i.d.R. als konstante Größe definiert. In den weiteren Berechnungen soll diese  $\Delta\tau = 1$  ms betragen.

Die Gelenkgeschwindigkeiten  $\dot{\mathbf{q}}_{k-1}$  können im einfachsten Fall mit der transponierten Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}^T \in \mathbb{R}^{n_A \times n_E}$  und dem mit einer symmetrischen und positiv definiten Reglermatrix  $\mathbf{R}$  multipliziertem Positionsfehler  $\Delta\mathbf{p} = \mathbf{p}_k - \mathbf{p}_{k-1}$  berechnet werden [179], vgl. Bild 3.3 (a):

$$\dot{\mathbf{q}}_{k-1} = \mathbf{J}_{k-1}^T \cdot \mathbf{R} \cdot \Delta\mathbf{p}. \quad (3.6)$$

Eine exaktere Lösung liefert die inverse Jacobi-Matrix. Um die nichtquadratische Jacobi-Matrix mit  $\mathbf{J}(\mathbf{q}) = \delta\mathbf{f}/\delta\mathbf{q} \in \mathbb{R}^{n_E \times n_A}$  zu invertieren, wird üblicherweise die *Moore-Penrose-Pseudoinverse*  $\mathbf{J}^+ = \mathbf{J}^T(\mathbf{J}\mathbf{J}^T)^{-1}$  genutzt [177, 178]:

$$\dot{\mathbf{q}}_{k-1} = \mathbf{J}_{k-1}^+ \cdot \dot{\mathbf{p}}_k = \mathbf{J}_{k-1}^+ \cdot \dot{\mathbf{p}}_k + \mathbf{R} \cdot \Delta\mathbf{p}. \quad (3.7)$$

Die Genauigkeit dieser Methode kann durch Umwandlung des offenen Systems in einen geschlossenen Regelkreis verbessert werden, siehe Bild 3.3 (b). Der durch die Diskretisierung entstehende Positionsfehler wird dabei über die Direkte Kinematik (DK) zurückgekoppelt und über einen Soll-Ist-Abgleich mit einer symmetrisch positiv definiten Reglermatrix  $\mathbf{R}$  zur Sollgeschwindigkeit addiert.

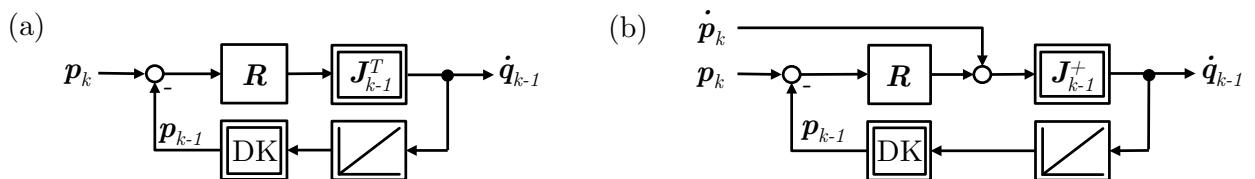


Bild 3.3: Redundanzauflösung mit (a) transponierter und (b) Pseudoinverser Jacobi-Matrix

Diese beiden einfachsten Methoden der Redundanzauflösung wurden anhand der im vorangegangenen Unterkapitel ermittelten Arbeitsraumtrajektorie  $\mathbf{p}_{ref}(\tau)$  miteinander verglichen, siehe Bild 3.4. Als Grundlage für den Vergleich wurde das Zeitintegral des absoluten Positionsfehlers ( $IAE = \int_{\tau_0}^{\tau_E} \|\Delta \mathbf{p}\|$ ) mit  $\Delta \mathbf{p} = \mathbf{p}_{ref} - \mathbf{p}_{ist}$  im Arbeitsraum genutzt.

Die Berechnung mit der Pseudoinversen Jacobi-Matrix weist eine 30-fach höhere Genauigkeit im Folgeverhalten auf. Vorteilhaft ist des Weiteren, dass durch die darin enthaltene Methode der kleinsten Quadrate, die Summe der Gelenkenergien minimiert wird. Diese Vorteile sind allerdings, im Vergleich zur Berechnung mit der transponierten Jacobi-Matrix, mit einem höheren Rechenaufwand und dem Risiko numerischer Instabilität in Bereichen singulärer Konfigurationen verbunden.

Beide Lösungen bieten keine Wiederholbarkeit im Gelenkraum, was bedeutet, dass eine geschlossene Trajektorie im Arbeitsraum nicht zwangsläufig zu einer gleichen Anfangs- und Endstellung im Gelenkraum führt.

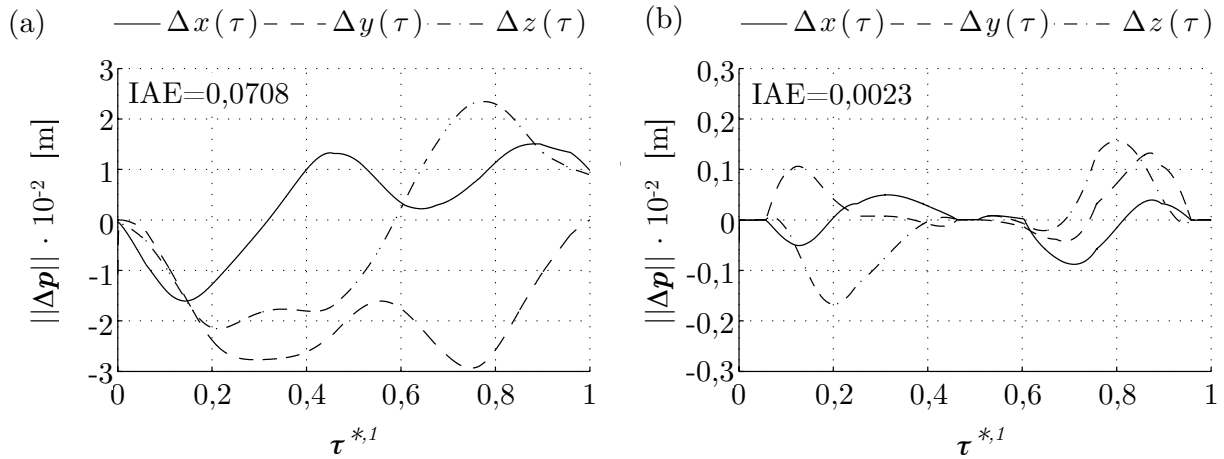


Bild 3.4: Vergleich des Folgeverhaltens bei Redundanzauflösung mit (a) transponierter und (b) Pseudoinverser Jacobi-Matrix

#### Gewichtete Pseudoinverse Jacobi-Matrix:

Die Berechnung der Pseudoinversen Jacobi-Matrix kann durch eine symmetrisch und positiv definite Wichtungsmatrix  $\mathbf{W}$  ergänzt werden, um Einfluss auf die Geschwindigkeitsverhältnisse zwischen den einzelnen Gelenken zu nehmen [180], siehe Gleichung 3.8. Dies kann genutzt werden, um bei Erreichen der Längenbegrenzung  $\hat{\mathbf{q}} = [q_{min} \ q_{max}]^T$  einzelner Aktoren deren Geschwindigkeiten auf Null herabzusetzen.

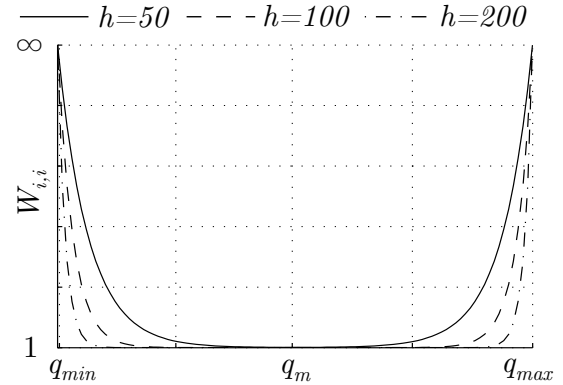


Bild 3.5: Wichtungsfunktion

$$\mathbf{J}_W^+ = \mathbf{W}^{-1} \cdot \mathbf{J}^T (\mathbf{J} \cdot \mathbf{W}^{-1} \cdot \mathbf{J}^T)^{-1} \quad (3.8)$$

Dazu muss der entsprechende Wert  $W_{i,i}$  des Aktuators  $i$  in der Wichtungsmatrix  $\mathbf{W}$  erhöht werden. In [178] wird  $W_{i,i} = \infty$  für  $q_i \leq q_{min} || q_i \geq q_{max}$  vorgeschlagen, bzw. eine Übergangsregion definiert, um linear vom Wichtungsfaktor  $W_{i,i} = 1$  auf  $W_{i,i} = \infty$  überzugehen. Beide Verfahren resultieren in Unstetigkeiten im Geschwindigkeitsverlauf der Aktuatoren, was in der technischen Realisierung problematisch ist. Abhilfe kann die Nutzung einer Exponentialfunktion zur Absenkung der Geschwindigkeiten der Aktuatoren liefern:

$$W_{i,i} = e^{(h(-q_i+q_{min}))} + e^{(h(q_i-q_{max}))} + 1. \quad (3.9)$$

Dabei wird mit dem Faktor  $h$  die Breite des Übergangsbereichs und somit der Gradient der Geschwindigkeitsänderung beeinflusst, siehe Bild 3.5. Anhand der Arbeitsraumtrajektorie  $\mathbf{p}_{ref}(\tau)$  wurde die Funktionalität dieser Methode mit  $h = 100$  überprüft, siehe Bild 3.6. Die Geschwindigkeiten der Aktuatoren wird am Rand der Längenbegrenzung kontinuierlich herabgesetzt. Vorteilhaft ist die einfache Berechnung dieser Methode. Nachteilig ist, dass die Gelenkgeschwindigkeiten nie den Wert Null erreichen können, da der Wichtungsfaktor nur theoretisch einen unendlich großen Wert annehmen kann.

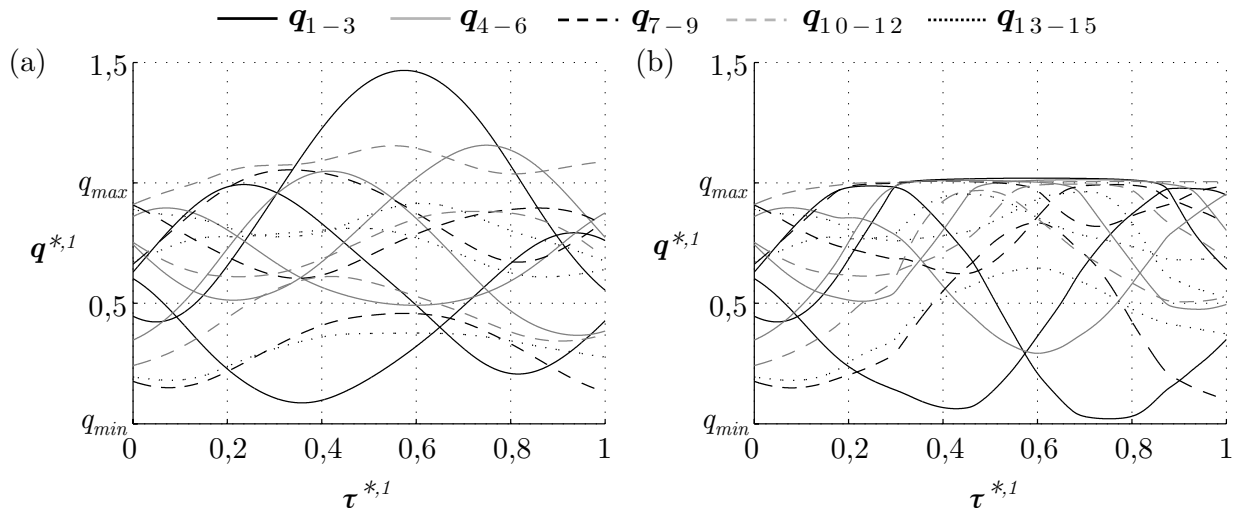


Bild 3.6: Redundanzauflösung mit (a) ungewichteter ( $\mathbf{W} = \mathbf{I}$ ) und (b) mit e-Funktion gewichteter Pseudoinversen Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}_W^+$

### 3.2.2 Berechnung mit Jacobi-Matrix und Nullraumprojektion

Bei dieser Methode wird ein Gelenkgeschwindigkeitsvektor  $\dot{\mathbf{q}}_0$  mit dem orthogonalen Projektionsoperator  $\mathbf{P} = \mathbf{I} - \mathbf{J}^+ \cdot \mathbf{J}$  in den Nullraum der Jacobi-Matrix projiziert. Die im vorhergehenden Unterkapitel vorgeschlagene Lösung der Inversen Kinematik kann durch diese Nullraumprojektion wie folgt erweitert werden:

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{J}_W^+ \cdot \dot{\mathbf{p}} + (\mathbf{I} - \mathbf{J}_W^+ \cdot \mathbf{J})\dot{\mathbf{q}}_0. \quad (3.10)$$

Der Vektor  $\dot{\mathbf{q}}_0$  verursacht lediglich eine Eigenbewegung der Struktur, ohne die Bewegung des Endeffektors im Arbeitsraum zu beeinflussen. Wird der Vektor  $\dot{\mathbf{q}}_0$  mit dem Gradienten einer nach den Gelenkgrößen  $\mathbf{q}$  stetig differenzierbaren Gütefunktion  $h(\mathbf{q})$  berechnet, kann ein Optimierungsproblem in die Lösung der Inversen Kinematik eingebunden werden:

$$\dot{\mathbf{q}}_0 = \nabla h(\mathbf{q}) \quad (3.11)$$

Damit ist es beispielsweise möglich, den Abstand des Endeffektors zu Hindernissen  $\mathbf{p}_H$  im Arbeitsraum mit  $h_H(\mathbf{q}) = \min \|\mathbf{p}(\mathbf{q}) - \mathbf{p}_H\|^2$  und den Abstand zu Singularitäten mit  $h_S(\mathbf{q}) = \sqrt{\det \mathbf{J}(\mathbf{q}) \mathbf{J}^T(\mathbf{q})}$  zu vergrößern [180]. In der Literaturstelle [181] werden weitere geeignete Funktionale vorgeschlagen.

An dieser Stelle soll die Nullraumprojektion genutzt werden, um die Beweglichkeit der Roboterstruktur zu erhöhen. Durch den ersten Term der Gleichung 3.10 werden bereits die Minimal- und Maximallängen der Aktuatoren  $\hat{q}$  berücksichtigt. Aktuatoren mit Positionen in der Nähe ihrer physikalischen Längenbegrenzung nehmen dadurch nicht mehr an der Bewegungserzeugung teil – die Roboterstruktur verliert an Redundanz und somit an Beweglichkeit. Um dies zu vermeiden, kann beispielsweise die folgende Gütefunktion [178, 182] verwendet werden:

$$h_M(\mathbf{q}) = \|\mathbf{K} \left( \frac{\mathbf{q} - \mathbf{q}_M}{\Delta \mathbf{q}} \right)\|_p. \quad (3.12)$$

Diese Funktion bewertet über den Stellbereich der Aktuatoren  $\Delta \mathbf{q} = \mathbf{q}_{max} - \mathbf{q}_{min}$  den relativen Abstand zu deren Mittelstellung  $\mathbf{q}_M = \frac{1}{2}(\mathbf{q}_{min} + \mathbf{q}_{max})$ . Über die symmetrisch positiv definite Matrix  $\mathbf{K} \in \mathbb{R}^{n_A \times n_A}$  können die Gelenke zueinander gewichtet werden. Da es sich bei dieser Definition um ein Minimierungsproblem handelt, berechnet sich der Vektor der Nullraumgeschwindigkeiten zu  $\dot{\mathbf{q}}_0 = -\nabla h_M(\mathbf{q})$ . Mit einem Grad der p-Norm von  $p = 4 \dots 6$  wird für die meisten Anwendungen ein gutes Ergebnis erzielt [178, 182].



### 3.2.3 Berechnung mit erweiterter Jacobi-Matrix

Mit dieser Methode wird die Jacobi-Matrix durch Definition zusätzlicher Nebenbedingungen in quadratische Form gebracht, um sie zur Lösung der Inversen Kinematik ohne weitere Rechenoperationen direkt zu invertieren. Mit den Nebenbedingungen werden die redundanten Freiheitsgrade des Roboters  $r = n_A - n_E$  vollständig gebunden, und es können  $r$  Optimierungsprobleme berücksichtigt werden, welche die Arbeitsraumbewegung des Endeffektors nicht beeinflussen.

Die zusätzlichen Optimierungsaufgaben werden in einem Zielfunktions-Vektor  $\mathbf{p}_z = \mathbf{f}_z(\mathbf{q}) \in \mathbb{R}^{r \times 1}$ , mit  $\mathbf{f}_z$  als eine stetig nach den Gelenkkoordinaten  $\mathbf{q}$  differenzierbare Vektorfunktion, und der Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}_z = \frac{\delta \mathbf{f}_z(\mathbf{q})}{\delta \mathbf{q}} \in \mathbb{R}^{r \times n_A}$  beschrieben. Mit dem erweiterten Arbeitsraumvektor  $\mathbf{p}_e = [\mathbf{p} \ \mathbf{p}_z]^T$  und der erweiterten Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}_e = [\mathbf{J} \ \mathbf{J}_z]^T$  gilt:

$$\dot{\mathbf{p}}_e = \mathbf{J}_e \cdot \dot{\mathbf{q}}. \quad (3.13)$$

Die erweiterte Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}_e \in \mathbb{R}^{n_A \times n_A}$  ist nunmehr quadratisch und kann invertiert werden, was mit  $\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{J}_e^{-1} \cdot \dot{\mathbf{p}}_e$  zur Lösung der Inversen Kinematik führt.

Die Wahl einer geeigneten Zielfunktion  $\mathbf{f}_z$ , ist i.d.R. relativ schwierig. In [178] wird vorgeschlagen, den Gradienten einer Gütefunktion  $h(\mathbf{q})$  in den Nullraum der Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}$  zu projizieren, um den Vektor

$$\mathbf{g}(\mathbf{q}) = [\mathbf{I} - \mathbf{J}^+ \cdot \mathbf{J}]^T \nabla h(\mathbf{q}) \quad (3.14)$$

zu erhalten, für den  $\mathbf{g}(\mathbf{q}) = \mathbf{0} \in \mathbb{R}^{r \times 1}$  gelten muss. Die Berechnung der Inversen Kinematik kann damit folgendermaßen definiert werden:

$$\dot{\mathbf{q}} = \left[ \frac{\delta}{\delta \mathbf{q}} \left( [\mathbf{I} - \mathbf{J}^+ \cdot \mathbf{J}]^T \nabla h(\mathbf{q}) \right) \right]^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{p}} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

Zur Berücksichtigung der Aktuatorenlängenbegrenzung kann die in Gleichung 3.12 definierte Gütefunktion  $h_M(\mathbf{q})$  verwendet werden, was zur Folge hat, dass der erweiterte Teil der Jacobi-Matrix bestrebt ist, die Gelenke in Mittelstellung zu halten.

Von allen bisher vorgeschlagenen Lösungen zur Redundanzauflösung bietet die Methode der erweiterten Jacobi-Matrix als einzige Lösung die Wiederholbarkeit im Gelenkraum. Ein wesentlicher Nachteil ist, dass sich eine singuläre Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}_z$  auf die Gesamtlösung auswirkt und somit auch die Bewegung des Endeffektors beeinflusst.

### 3.2.4 Vergleich und Auswahl der Vorzugsmethode

Zum Vergleich des Konvergenzverhaltens der Berechnungsmethoden mit erweiterter Jacobi-Matrix und Nullraumprojektion wurde die Ausgangskonfiguration der Aktuatoren  $\mathbf{q}_{1-9} = \mathbf{q}_{min}$  und  $\mathbf{q}_{1-9} = \mathbf{q}_{max}$  gewählt, aus welcher die Aktuatoren bei  $\dot{\mathbf{p}} = 0$  ihre Mittelstellung  $\mathbf{q}_m$  annehmen sollen. Als Gütefunktion wurde Gleichung 3.12 mit dem Grad der p-Norm  $p = 4$  genutzt. Die Methode der erweiterten Jacobi-Matrix konvergiert ca. 30% schneller, siehe Bild 3.7 (a). Diese schnellere Konvergenz wird mit einem erheblich höheren Rechenaufwand erreicht. Außerdem ist das Risiko von algorithmischen Singularitäten höher, was Auswirkungen auf beide Jacobi-Matrizen und somit auf die gesamte Lösung hat.

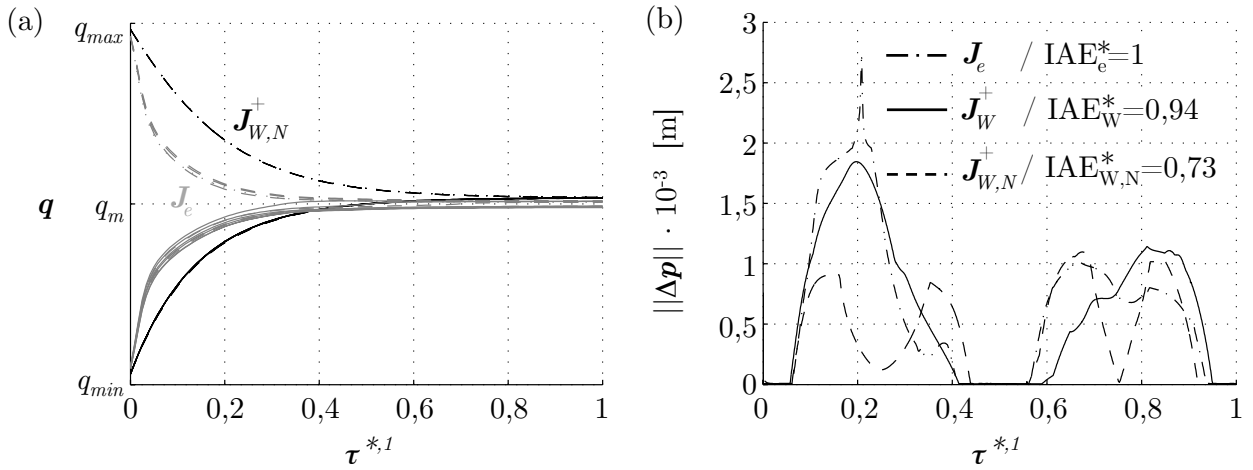


Bild 3.7: (a) Konvergenzverhalten der Aktuatorenpositionen  $\mathbf{q}$  für  $\dot{\mathbf{p}} = 0$  mit Nullraumprojektion  $\mathbf{J}_{W,N}^+$  und erweiterter Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}_e$ , (b) Vergleich der Algorithmen an der Referenztrajektorie  $\mathbf{p}_{ref}$

Anhand des Folgeverhaltens der Algorithmen entlang der Arbeitsraumtrajektorie  $\mathbf{p}_{ref}$  wurden alle drei Methoden miteinander verglichen, siehe Bild 3.7 (b). Als Grundlage für den Vergleich wurde das Zeitintegral des absoluten Positionsfehlers ( $\text{IAE} = \int_{\tau_0}^{\tau_E} \|\Delta \mathbf{p}\|$ ) mit  $\Delta \mathbf{p} = \mathbf{p}_{ref} - \mathbf{p}_{ist}$  im Arbeitsraum genutzt und auf den IAE-Wert der Methode mit erweiterter Jacobi-Matrix  $\text{IAE}_e$  normiert. Die Methode der Nullraumprojektion weist dabei die höchste Genauigkeit auf und liegt, was den Berechnungsaufwand betrifft, im Mittelfeld zwischen der Pseudoinversen und der erweiterten Jacobi-Matrix. Der wesentliche Vorteil dieser Methode ist, dass zum einen die Aktuatorenlängenbegrenzung als hartes Kriterium und zum anderen beispielsweise die Mittelstellung der Aktuatoren als weiches Kriterium berücksichtigt werden können. Aus diesen Gründen wird für die vorliegende Roboterkinematik die Methode der Nullraumprojektion in Kombination mit der gewichteten Pseudoinversen zur Berechnung der Gelenkraumtrajektorie empfohlen.

### 3.3 Gelenkraumregelung

In diesem Unterkapitel wird ein Konzept zur Folgeregelung der hydraulischen Antriebe der Roboterstruktur entlang einer definierten Gelenkraumtrajektorie  $\mathbf{q}(\tau)$  vorgestellt, siehe Bild 3.8. Grundlage der Reglerauslegung bildet ein nichtlineares Zustandsmodell der Antriebe. Unsichere bzw. unbekannte Modellparameter, wie die Durchflusskennlinie des Ventils, sowie die Dämpfung und Leckage des Hydraulikzylinders werden experimentell an einem Versuchsstand ermittelt.

Nichtlinearitäten, wie der vom Stellsignal  $U_V$ , dem Druckzustand  $p_{A,B}$  der Verdrängerräume und der von der Position der Kolbenstange  $q$  des Hydraulikzylinders abhängige Kraftaufbau werden mit einer Exakten Eingangs-Ausgangs-Linearisierung kompensiert. Die nichtlineare Koppelung der Antriebe über die Roboterkinematik wird im Folgekapitel 3.4 durch entsprechende Vorsteuerungsmaßnahmen berücksichtigt. Die Kompensation der Nichtlinearitäten im Regelkreis erlaubt die Auslegung linearer Regler für die in Kaskadenstruktur angeordneten Kraft-, Geschwindigkeits- und Positionsregelkreise.

Abschließend erfolgt die Darstellung der Leistungsfähigkeit des Regelungskonzeptes im direkten Vergleich mit typischen Standardreglern für hydraulische Antriebe anhand von Messungen am Versuchsstand.

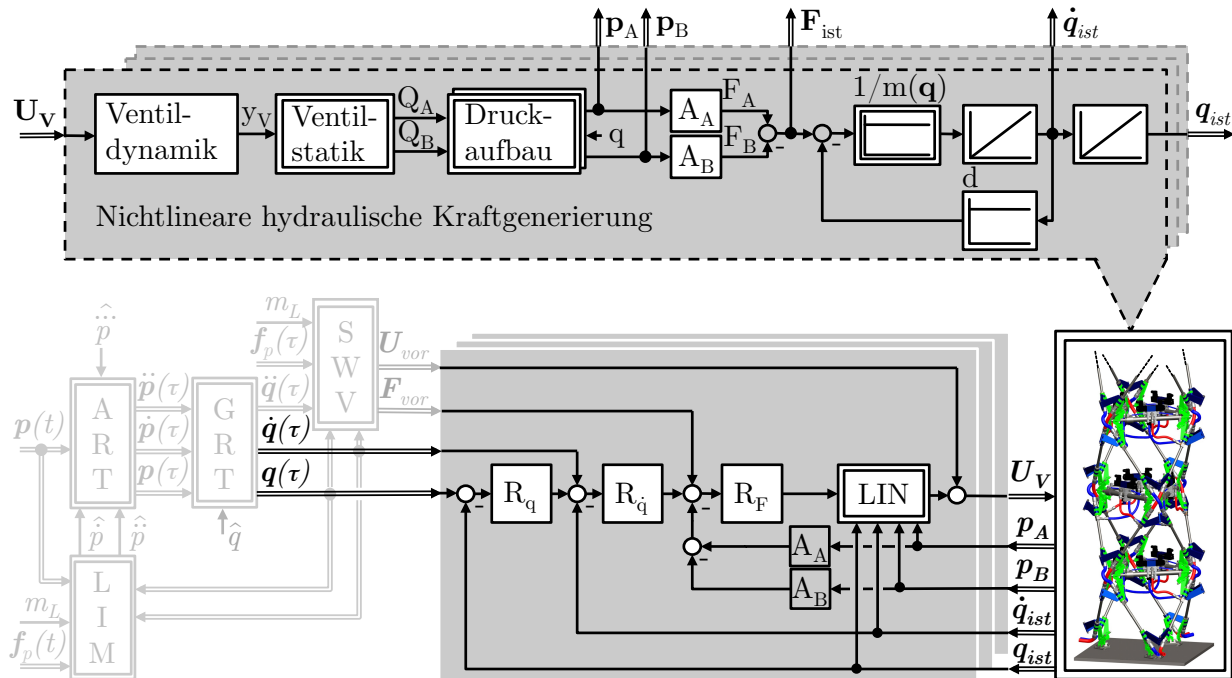


Bild 3.8: Gelenkraumregelung in Kaskadenstruktur mit exakter Linearisierung der hydraulischen Kraftgenerierung und linearem Kraft-, Geschwindigkeits- und Positionsregler

### 3.3.1 Modellbildung des Antriebs

Der in Kapitel 2.3 zur Aktuierung des Roboters vorgestellte hydraulische Antrieb besteht aus vier Einheiten, vgl. Bild 3.9: Einer Konstantdruckversorgung (I), einem 4/3 Proportional-Wegeventil (II), einem doppelwirkenden Hydraulikzylinder (IV) und dem Leitungssystem zwischen Ventil und Hydraulikzylinder (III). Die Druckversorgung stellt die hydraulische Leistung mit einem Systemvolumenstrom  $Q_S$  unter einem Systemdruck  $p_S$  bereit. Das Servoventil beaufschlagt je nach Position des Ventilschiebers  $y_V$  die Verdrängerräume  $A$  und  $B$  des Hydraulikzylinders mit dem System- bzw. Tankdruck. Aus der Druckdifferenz über den Steuerkanten des Ventils ergibt sich ein gerichteter Volumenstrom  $Q_A$  und  $Q_B$ , der zu einem Druckauf- bzw. abbau in den Verdrängerräumen führt und in Abhängigkeit der Druckdifferenz  $\Delta p = p_A - p_B$ , der äußeren Kraft  $F_{ex}$  und der Reibkraft  $F_R$  zu einer Beschleunigung der Kolbenstange des Hydraulikantriebs führt.

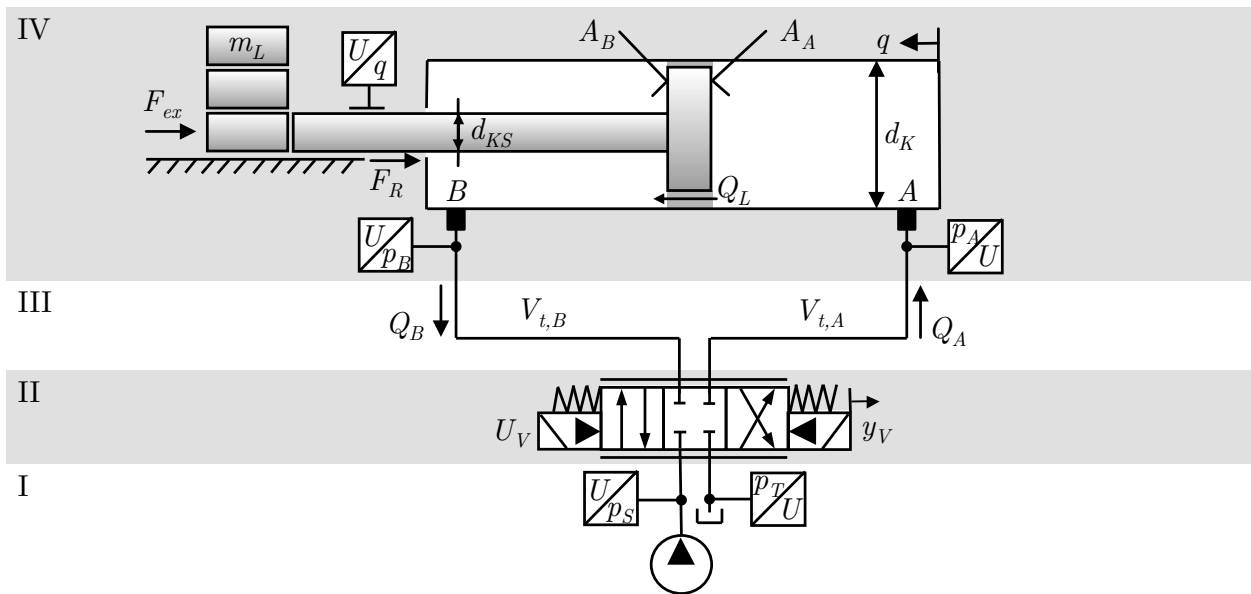


Bild 3.9: Antriebsschema und Symbolik, Kennwerte im Anhang A.2.2

Die Konstantdruckversorgung wird bei der Modellbildung des Antriebs als ideal angenommen, d.h. es gibt keine dynamischen Zustandsänderungen des System- bzw. Tankdrucks und der Systemvolumenstrom steht zu jedem Zeitpunkt vollständig zur Verfügung. Das Leitungssystem wird mit den Totvolumina  $V_{t,A}$  und  $V_{t,B}$  berücksichtigt. Die Modellbildung beschränkt sich damit auf die wesentlichen dynamikbeeinflussenden Komponenten des Systems – Ventil und Hydraulikzylinder. Die Druckzustände  $p_{A,B}$  des Hydraulikzylinders und die Position  $q$  und Geschwindigkeit  $\dot{q}$  der Kolbenstange sind messtechnisch erfassbar und werden zur Regelung des Antriebs herangezogen.

Zur Untersuchung der Funktionalität und Güte der Modellbildung und Regelung des hydraulischen Antriebs wurde ein Versuchsstand aufgebaut, siehe Bild 3.10. Der Antrieb wird von einem Kompakt-Hydraulikaggregat (a) mit Leistung versorgt. Im Anschlussblock (b) sind Drucksensoren zur Erfassung des Systemdrucks  $p_S$  und des Tankdrucks  $p_T$  installiert, vgl. Konstruktionszeichnung im Anhang A.3.2. Die Kolbenstange des Antriebs (c) ist mit einem Schlitten (d) verbunden, auf dem Gewichte (e) zur Erzeugung unterschiedlicher Lastmassen befestigt werden können. Die Lastmasse kann in 10 kg Schritten von 5 kg auf max. 55 kg erhöht werden. Der Lastzylinder (f) ist über einen Kraftsensor ebenso mit dem Schlitten (d) verbunden und kann Zug- und Druckkräfte  $F_{ex}$  in Führungsrichtung des Antriebs (c) erzeugen. Im Ventilblock (g) befindet sich das Proportional-Wegeventil und die Sensoren zur Erfassung des Drucks in den Verdrängerräumen. An der Kolbenstange des Antriebs ist ein Wegmesssystem (h) zur Erfassung der Position  $q$  angebracht. Die verwendeten Versuchskomponenten und deren wesentlichen Parameter sind im Anhang A.3 aufgelistet.

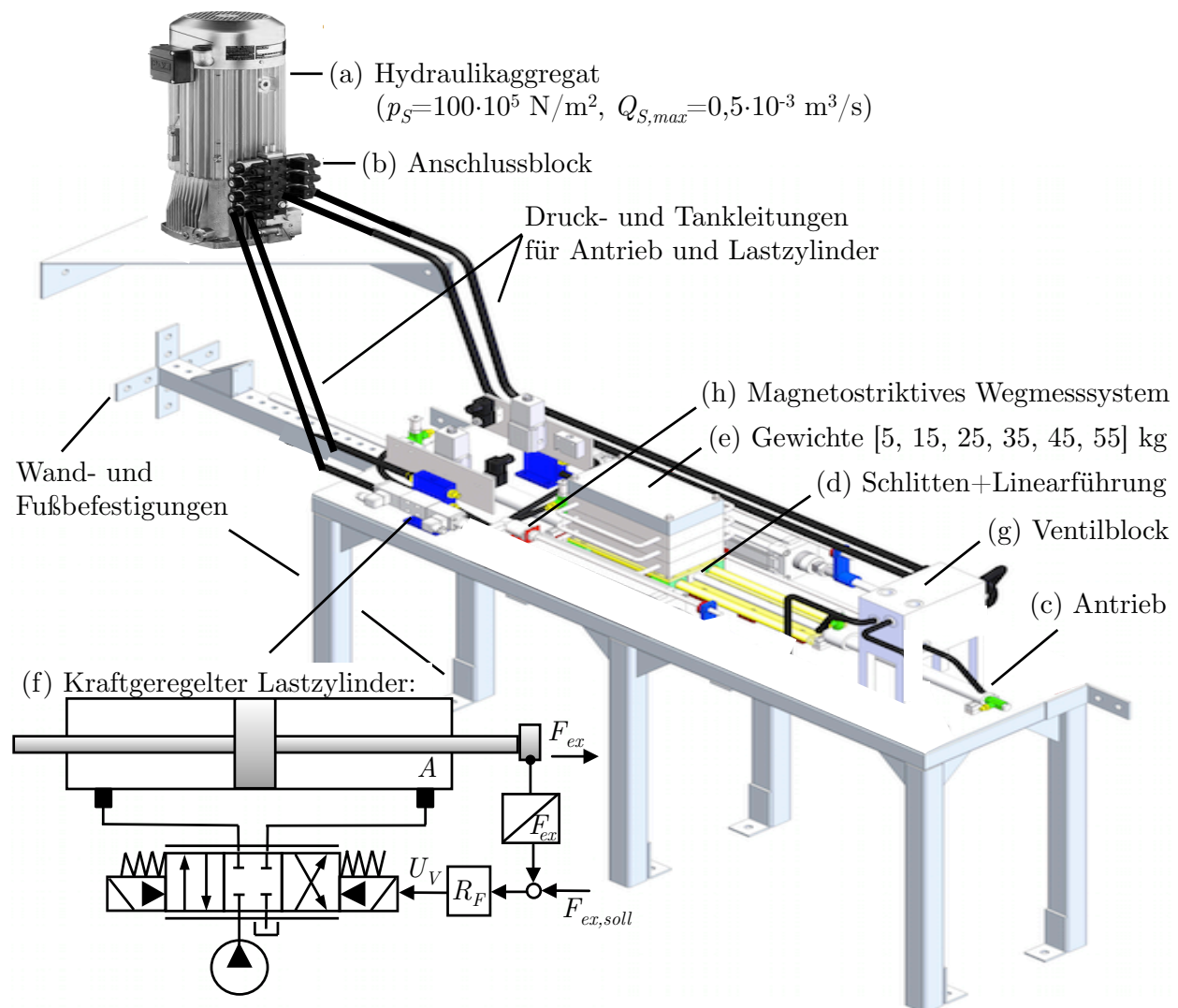


Bild 3.10: Versuchsstand zur Untersuchung des hydraulischen Antriebs

**(A) Modell des Proportional-Wegeventils:** Das dynamische Verhalten des Ventils beschreibt den zeitlichen Zusammenhang zwischen Ventilsteuerspannung  $U_V$  und Ventilschieberstellung  $y_V$ . Der Quotient aus statischer Ventilschieberstellung  $y_V$  und Ventilsteuerspannung  $U_V$  beschreibt den Verstärkungsfaktor  $K_V$  und kann, wie auch die Zeitkonstante  $T_V$  des Ventils, dem Datenblatt des Herstellers entnommen werden. Mit diesen Informationen kann das dynamische Verhalten des Ventils als PT<sub>1</sub> Element abgebildet werden:

$$y_V = \frac{K_V}{1 + T_V \cdot s} \cdot U_V. \quad (3.16)$$

Zu einer Modellbildung höherer Ordnung reichen i.d.R. die Datenblattinformationen der Hersteller nicht aus und müssten daher aufwändig experimentell ermittelt werden.

Das statische Verhalten des Ventils beschreibt den Zusammenhang zwischen Ventilschieberstellung  $y_V$ , der Druckdifferenz über den Steuerkanten  $\Delta p$  und dem daraus resultierenden Volumenstrom  $Q$  durch das Ventil. Dieser Zusammenhang wird in der Literatur [183, 184, 185] üblicherweise auf Grundlage der Drosselgleichung beschrieben:

$$Q = Q_{nenn} \cdot \sqrt{\frac{\Delta p}{p_{ref}}} \cdot y_V. \quad (3.17)$$

Die Größen Nennvolumenstrom  $Q_{nenn}$  und Referenz-Druckabfall  $p_{ref}$  können dem Datenblatt entnommen werden. Da zwischen den Drucksensoren, welche in den Verdrängerräumen des Hydraulikzylinders installiert sind und den Druckausgängen des Ventils weitere Strömungswiderstände (Ventilblock, Adapterstücke, Rohrelemente, Schläuche) existieren, kann der Zusammenhang in Gleichung 3.17 nicht direkt zur Berechnung des Volumenstroms  $Q_{A,B}$  herangezogen werden. Um eine aufwändige Modellbildung dieser einzelnen Strömungswiderstände zu vermeiden, kann alternativ die Ventilkennlinie im Einbauzustand am Antrieb neu vermessen werden. Als Ersatz für einen Volumenstromsensor wurde dabei die Kolbenstangengeschwindigkeit genutzt und mit dem Zusammenhang  $Q = A \cdot \dot{q}$  und der jeweiligen Wirkfläche mit  $A = A_A$  bzw.  $A = A_B$  der Volumenstrom berechnet. Die Lastkraft  $F_{ex}$  dient des Weiteren zur Einstellung des Druckniveaus in den Verdrängerräumen. Die mit diesem Vorgehen ermittelten Messpunkte der vier Steuerkanten des Ventils  $A-P$ ,  $A-T$ ,  $B-P$  und  $B-T$  sind im Bild 3.11 (a) dargestellt und können gemeinsam durch die identische Steuerkantengeometrie des Ventils und symmetrische Verbindungskanäle zu dem Verbraucher mit einem einzigen Tangens-Hyperbolicus-förmigen Kennfeld in guter Näherung abgebildet werden, siehe Bild 3.11 (b).

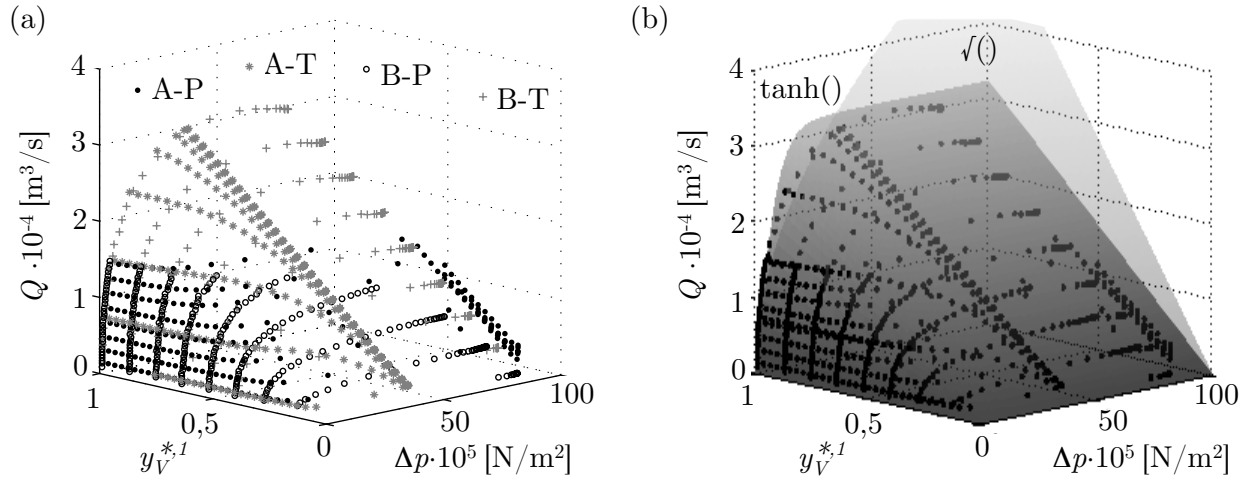


Bild 3.11: (a)  $Q$ - $\Delta p$ - $y_V$  Messpunkte der Ventile im Einbauzustand und (b) Approximation mit der in der Literatur empfohlenen Wurzelfunktion (74,41% Genauigkeit) und einer Tangens-Hyperbolicus-Funktion (90,26% Genauigkeit)

Das statische Übertragungsverhalten des Ventils kann mit Gleichung 3.18 zusammengefasst werden. Dabei ist die Signum-Funktion wie folgt definiert:  $\text{sgn}(x) = \{x \forall x > 0, 0 \forall x \leq 0\}$ .

$$\begin{bmatrix} Q_A \\ Q_B \end{bmatrix} = Q_{\text{nenn}} \begin{bmatrix} \text{sgn}(y_V) \cdot \tanh\left(\frac{p_S - p_A}{10^6}\right) - \text{sgn}(-y_V) \cdot \tanh\left(\frac{p_A - p_T}{10^6}\right) \\ \text{sgn}(-y_V) \cdot \tanh\left(\frac{p_S - p_B}{10^6}\right) - \text{sgn}(y_V) \cdot \tanh\left(\frac{p_B - p_T}{10^6}\right) \end{bmatrix} \quad (3.18)$$

**(B) Modell des Hydraulikzylinders:** Der Hydraulikzylinder ist mit Drucksensoren zur Erfassung der Drücke  $p_A$  und  $p_B$  in den Verdrängerräumen und einem Wegmesssystem zur Erfassung der Kolbenstangenposition  $q$  und -geschwindigkeit  $\dot{q}$  ausgestattet. Diese Sensordaten sollen zur Regelung genutzt werden und bilden den Zustandsvektor  $[q \ \dot{q} \ p_A \ p_B]^T$  der Modellbildung. Mit der Gesamtmasse  $m_{\text{ges}} = m_{KS} + m_L$  und der positionsabhängigen hydraulischen Kapazität der Verdrängerräume  $C_A(q) = K_{\text{öl}}^{-1} \cdot (A_A \cdot q + V_{A,t})$  und  $C_B(q) = K_{\text{öl}}^{-1} \cdot [A_B \cdot (q_{\text{max}} - q) + V_{B,t}]$  ergibt sich folgendes Differentialgleichungssystem für die Bewegungsgleichung der Kolbenstange und den Druckaufbau in den Verdrängerräumen:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} q \\ \dot{q} \\ p_A \\ p_B \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{q} \\ \frac{1}{m_{\text{ges}}} (p_A \cdot A_A - p_B \cdot A_B - d \cdot \dot{q} - F_{\text{ex}}) \\ \frac{1}{C_A(q)} (Q_A - \dot{q} \cdot A_A - Q_L) \\ \frac{1}{C_B(q)} (Q_B + \dot{q} \cdot A_B + Q_L) \end{bmatrix}. \quad (3.19)$$

Zwei unbekannte Größen sind bedingt durch fehlende Herstellerinformationen experimentell zu ermitteln: die mechanische Dämpfung  $d$  und die druckdifferenzabhängige interne Leckage  $Q_L = f(p_A - p_B)$  zwischen den Verdrängerräumen  $A$  und  $B$  des Hydraulikzylinders.

**(B<sub>1</sub>) Ermittlung der Dämpfung:** Die Festkörperreibung zwischen Kolben und Zylinder, zwischen Kolbenstange und Zylinderaußendichtung, und die Reibung der Linearführung soll im Modell durch die mechanische Dämpfung  $d$  berücksichtigt werden. Zur Ermittlung dieser Größe wird ein Verdrängerraum des Hydraulikzylinders vom Hydrauliksystem getrennt, um eine Druckbeaufschlagung zu vermeiden. Das Ventil wird so angesteuert, dass es in diskreten Schritten öffnet, wodurch sich ein konstanter Volumenstrom in dem angeschlossenen Verdrängerraum und somit eine konstante Kolbenstangengeschwindigkeit  $\dot{q}$  einstellt. Mit den Drucksignalen  $p_{A,B}$  kann die wirkende hydraulische Kraft  $F_h = p_A \cdot A_A - p_B \cdot A_B$  ermittelt werden. Aus dem zeitlichen Verlauf dieser Größe kann die Haftreibungskraft  $F_{HR}$  und die Gleitreibungskraft  $F_{GR}$  im Bereich konstanter Geschwindigkeit  $\dot{q}$  abgelesen werden, siehe Bild 3.12 (a). Rechts im Bild sind die gemessenen Reibwerte in Abhängigkeit der Geschwindigkeit und Lastmasse  $m_L$  aufgetragen. Aus dem Anstieg der Gleitreibungskraft über der Geschwindigkeit kann die Dämpfungskonstante mit  $d = 160$  N ermittelt werden.

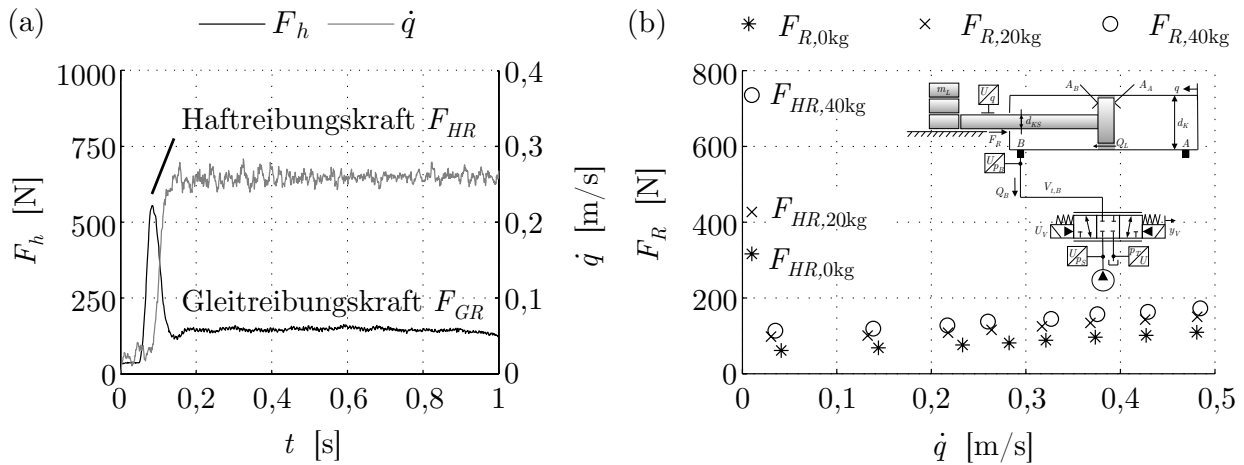


Bild 3.12: Experimentelle Bestimmung der Dämpfungskonstante  $d$  des Hydraulikzylinders: (a) Einzelmessung und (b) alle ermittelten Kraft-Geschwindigkeits-Messpaare

**(B<sub>2</sub>) Ermittlung der internen Zylinderleckage:** Durch die Fertigungstoleranzen des Zylinders und das druckabhängige Anpressverhalten der Dichtungen sind positions- und druckdifferenzabhängige Dichteigenschaften bzw. Leckagevolumenströme zu erwarten. In den Datenblättern der Hersteller findet man dazu i.d.R. keine Angaben, was eine experimentelle Ermittlung der internen Zylinderleckage notwendig macht. Dazu wird einer der beiden Verdrängerräume im drucklosen Zustand verschlossen und der andere wird über das Ventil mit Druck beaufschlagt. Der Leckagevolumenstrom  $Q_L$  führt in dem anfänglich drucklosen und verschlossenen Verdrängerraum zu einem Druckanstieg, welcher am Versuchstand in verschiedenen Kolbenstangenpositionen  $q$  für die Verdrängerräume  $A$  und  $B$  gemessen wurde, vgl. Bild 3.13 (a). Aus der Zeitableitung des gemessenen Druckanstiegs kann mit der Druckaufbaugleichung der Leckagevolumenstrom mit  $Q_L = \frac{V}{K_{\phi l}} \cdot \dot{p}$  ermittelt



und über der Druckdifferenz aufgetragen werden, siehe Bild 3.13 (b). Die in der Literatur [183, 184, 185] stets empfohlene lineare Approximation der druckabhängigen Leckagevolumenströme mit  $Q_{L,Lin} = K_{L,Lin}(p_A - p_B)$  liefert für den Koeffizienten  $K_{L,Lin} = 23 \cdot 10^{-16} \frac{m^5}{N \cdot s}$  das größte Bestimmtheitsmaß. Die biquadratische Approximation der Leckagevolumenströme mit  $Q_{L,BiQ} = K_{L,BiQ}(p_A - p_B)^4$  liefert für  $K_{L,BiQ} = 7,6 \cdot 10^{-36} \frac{m^{11}}{N^4 \cdot s}$  eine deutlich bessere Näherung und wird im Weiteren für das Modell verwendet.

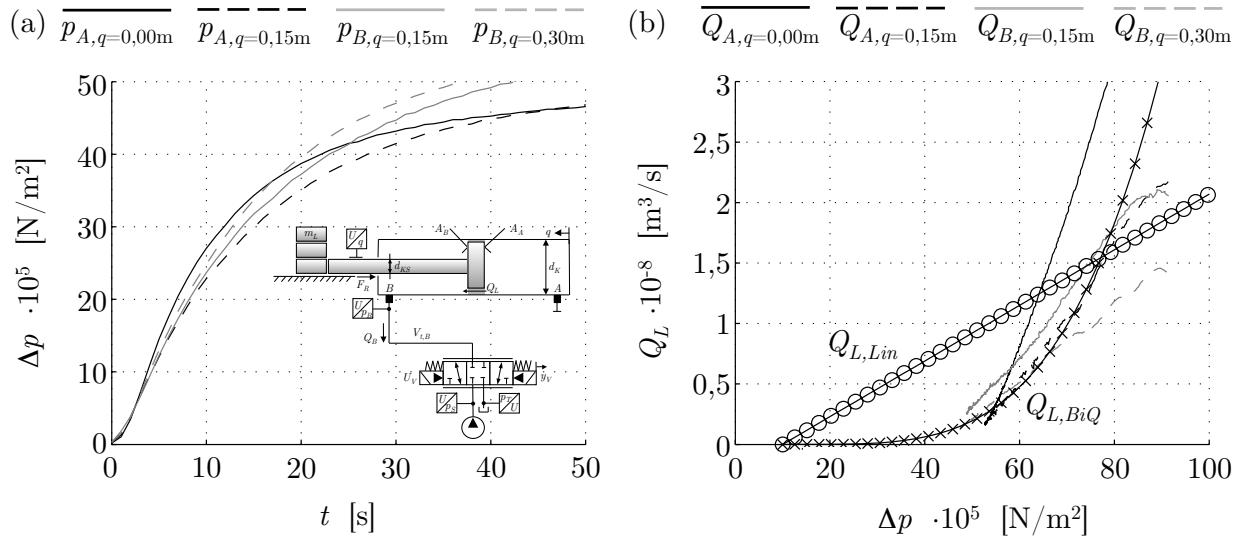


Bild 3.13: (a) Experimentelle Ermittlung der internen Zylinderleckage aus dem Druckanstieg und (b) Approximation des Leckagevolumenstroms mit linearer Funktion  $Q_{L,Lin}$  und biquadratischer Funktion  $Q_{L,BiQ}$

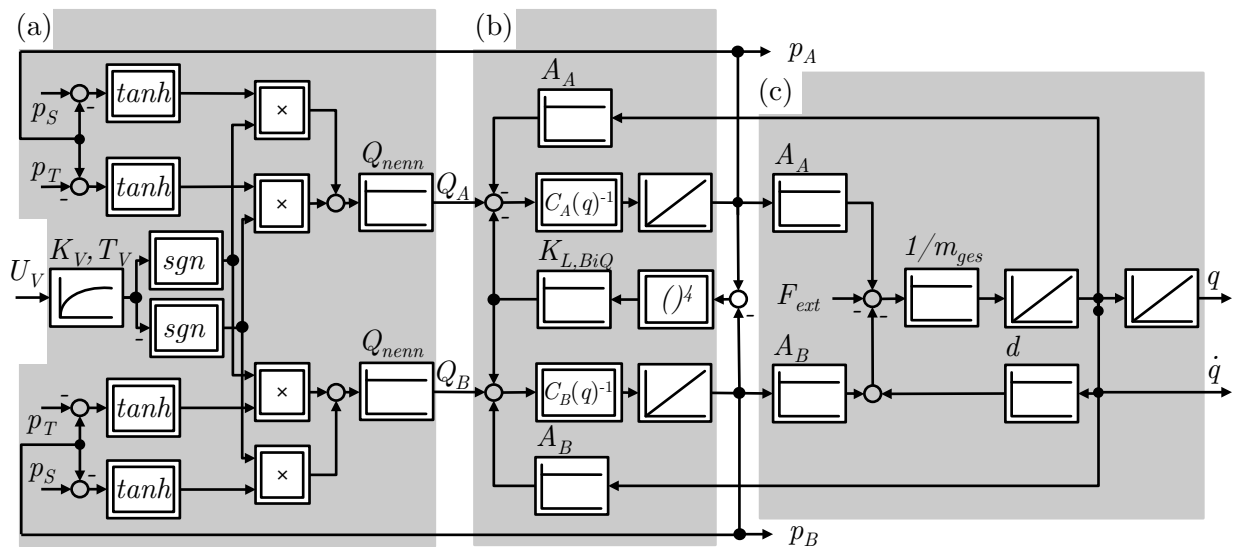


Bild 3.14: Regelungstechnisches Ersatzschaltbild des Antriebs: (a) Ventildynamik und -statik, (b) Druckaufbau im Zylinder und (c) Bewegungsgleichung

(C) **Überprüfung des Antriebmodells:** Das Gesamtmodell des Antriebs ist in Bild 3.14 als regelungstechnisches Ersatzschaltbild dargestellt und wurde mit Messungen am Versuchsstand verifiziert, siehe Bild 3.15. Als Testfunktion wurde das Ein- und Ausfahren der Kolbenstange mit konstanten Ventilspannungssignalen  $U_V = 1 \dots 10 \text{ V}$  mit  $\Delta U_V = 1 \text{ V}$  gewählt. Die Positions-, Geschwindigkeits- und Drucksignalverläufe stimmen mit den experimentell ermittelten gut überein, was die Funktionstüchtigkeit des Antriebmodells bestätigt.

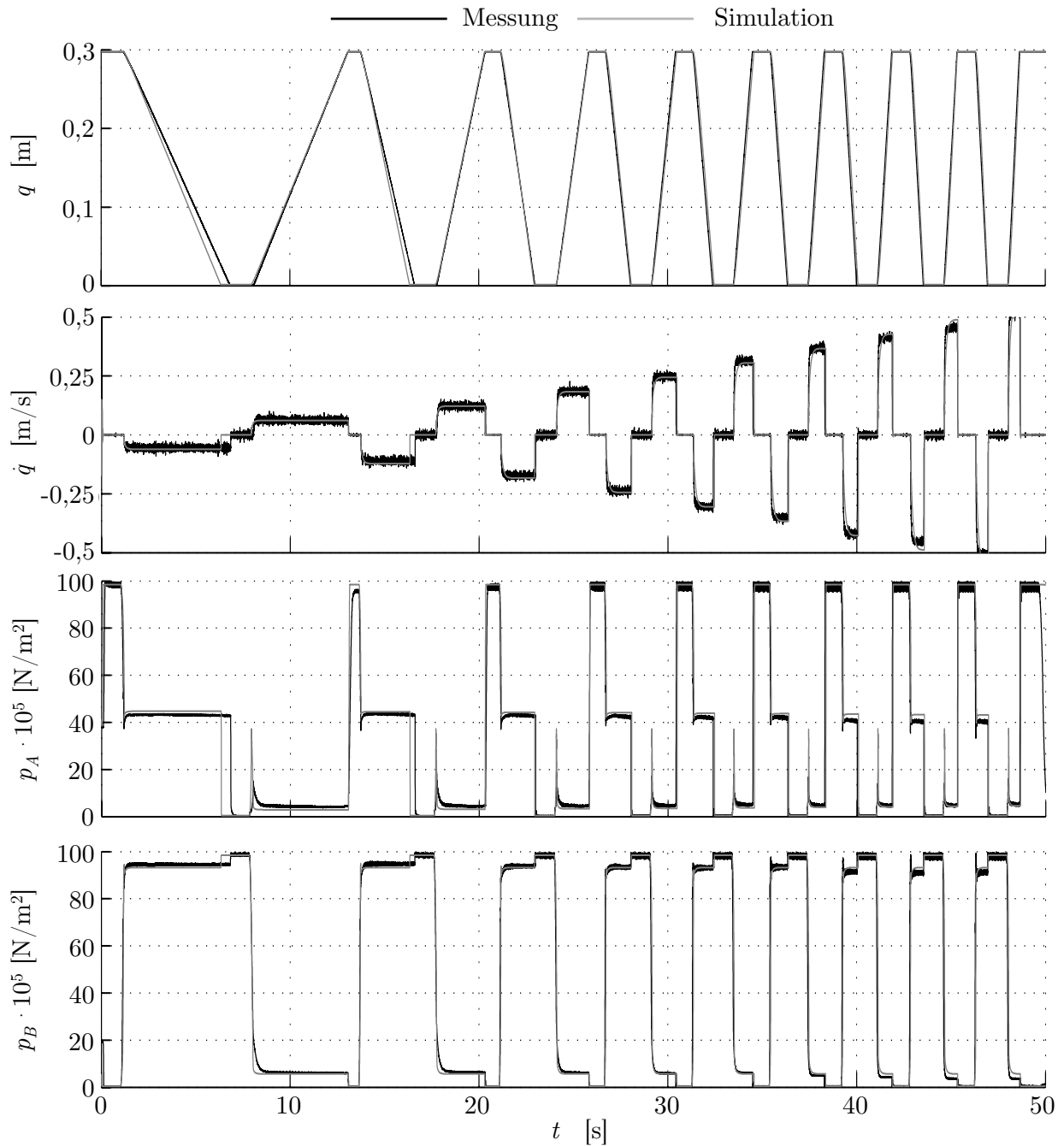


Bild 3.15: Verifikation des Antriebmodells mit Messungen am Versuchsstand

### 3.3.2 Exakte Linearisierung des Antriebs

Bedingt durch die vom Stellsignal  $U_V$  und der Druckdifferenz  $\Delta p$  abhängige Durchflusskennlinie, durch die positionsabhängige Druckaufbaugeschwindigkeit in den Verdrängerräumen des Hydraulikzylinders, und durch den von der Druckdifferenz  $\Delta p$  abhängigen Leakagevolumenstrom ist das Übertragungsverhalten des Antriebs stark nichtlinear. Um den Antrieb zu regeln, müssten daher arbeitspunktabhängige Regler ausgelegt werden, welche nur eine begrenzte Leistungsfähigkeit bieten. Alternativ kann dem Antrieb mit der Methode der Exakten Eingangs-Ausgangs-Linearisierung ein lineares Eingangs-Ausgangs-Verhalten aufgeprägt werden, was die Auslegung linearer Regler für die Kraft-, Geschwindigkeits- und Positionsregelung erlaubt.

**Vereinfachungen:** Da die Dynamik des mechanischen Teilsystems um ein Vielfaches geringer ist als die Dynamik des Druck- bzw. Kraftaufbaus an der Kolbenstange, kann die Zustandsänderung des mechanischen Teilsystems als zeitinvariant angenommen und von der hydraulischen Kraftgenerierung entkoppelt werden, vgl. Bild 3.16. Zur weiteren Vereinfachung der Linearisierungsterme wird die Ventildynamik zunächst vernachlässigt (es gilt  $y_V = K_V \cdot U_V$ ) und bei der Reglerauslegung wieder einbezogen.

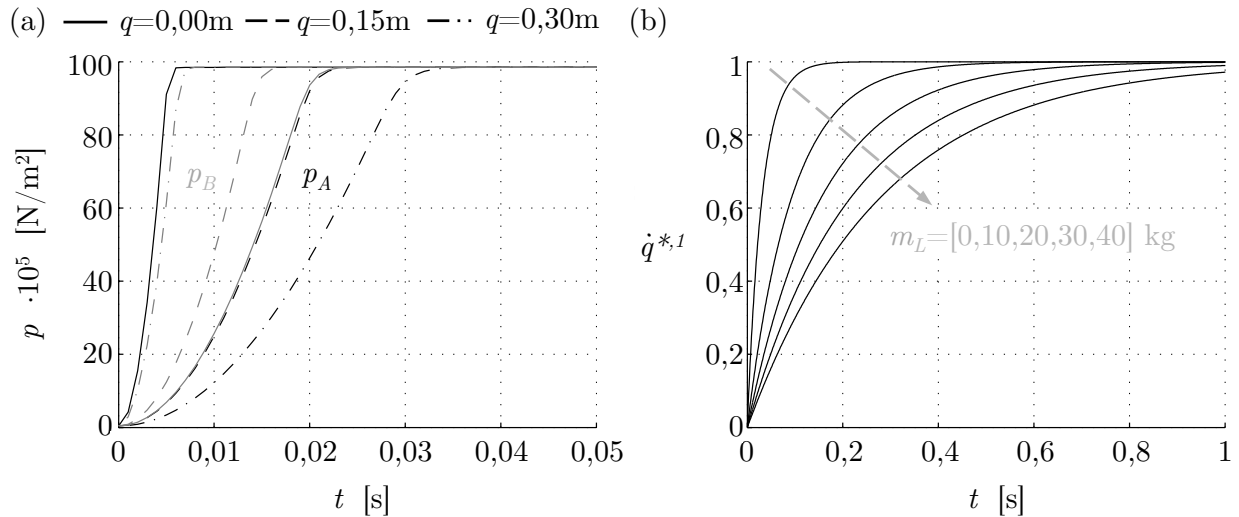


Bild 3.16: (a) Dynamik des hydraulischen und (b) mechanischen Teilsystems

Durch diese beiden Vereinfachungen ist es möglich, die hydraulische Kraftgenerierung mit dem Zustandsvektor  $\mathbf{p} = [p_A \ p_B]^T$  und den nichtlinearen Vektorfeldern  $\mathbf{f}(\mathbf{p})$  und  $\mathbf{g}(\mathbf{p})$  als eingangs-affines System zu betrachten:

$$\dot{\mathbf{p}} = \mathbf{f}(\mathbf{p}) + \mathbf{g}(\mathbf{p}) \cdot U_V. \quad (3.20)$$

Dazu wird die Druckaufbaugleichung

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} p_A \\ p_B \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{C_A(q)} [Q_{nenn} \left( \frac{\operatorname{sgn}(K_V \cdot U_V)}{\tanh\left(\frac{p_S - p_A}{10^6}\right)^{-1}} - \frac{\operatorname{sgn}(-K_V \cdot U_V)}{\tanh\left(\frac{p_A - p_T}{10^6}\right)^{-1}} \right) - \dot{q} \cdot A_A - K_{L,BiQ}(p_A - p_B)^4] \\ \frac{1}{C_B(q)} [Q_{nenn} \left( \frac{\operatorname{sgn}(-K_V \cdot U_V)}{\tanh\left(\frac{p_S - p_B}{10^6}\right)^{-1}} - \frac{\operatorname{sgn}(K_V \cdot U_V)}{\tanh\left(\frac{p_B - p_T}{10^6}\right)^{-1}} \right) + \dot{q} \cdot A_B + K_{L,BiQ}(p_A - p_B)^4] \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

in die vom Stellsignal  $U_V$  unabhängigen Terme

$$\mathbf{f}(\mathbf{p}) = \begin{bmatrix} \frac{1}{C_A(q)} [-\dot{q} \cdot A_A - K_{L,BiQ}(p_A - p_B)^4] \\ \frac{1}{C_B(q)} [\dot{q} \cdot A_B + K_{L,BiQ}(p_A - p_B)^4] \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

und mit den Vektorfeldern  $\mathbf{g}(\mathbf{p}) = \{\mathbf{g}_+(\mathbf{p}) \forall U_E > 0, \mathbf{g}_-(\mathbf{p}) \forall U_E < 0\}$  in die vom Stellsignal  $U_V$  abhängigen Terme aufgeteilt:

$$\mathbf{g}_+(\mathbf{p}) = \begin{bmatrix} \frac{Q_{nenn} \cdot K_V \cdot \tanh\left(\frac{p_S - p_A}{10^6}\right)}{C_A(q)} \\ -\frac{Q_{nenn} \cdot K_V \cdot \tanh\left(\frac{p_B - p_T}{10^6}\right)}{C_B(q)} \end{bmatrix} \quad \mathbf{g}_-(\mathbf{p}) = \begin{bmatrix} \frac{Q_{nenn} \cdot K_V \cdot \tanh\left(\frac{p_A - p_T}{10^6}\right)}{C_A(q)} \\ -\frac{Q_{nenn} \cdot K_V \cdot \tanh\left(\frac{p_S - p_B}{10^6}\right)}{C_B(q)} \end{bmatrix}. \quad (3.23)$$

Die hydraulische Kraft des Antriebs als Ausgangsgröße des Systems berechnet sich in Abhängigkeit der Druckdifferenz in den beiden Verdrängerräumen mit  $F_h = A_A \cdot p_A - A_B \cdot p_B$ . Bereits nach einmaliger Ableitung dieser Gleichung tritt die Ventilspannung  $U_V$  als Eingangsgröße des Systems in expliziter Form auf:

$$\dot{F}_{h+} = A_A \cdot \dot{p}_A - A_B \cdot \dot{p}_B = \alpha(\mathbf{p}) + \beta(\mathbf{p})_+ \cdot U_V \quad (3.24)$$

$$\begin{aligned} &= \frac{A_A}{C_A(q)} [-\dot{q} \cdot A_A - K_{L,BiQ}(p_A - p_B)^4] + \frac{A_A \cdot Q_{nenn} \cdot K_V \cdot \tanh\left(\frac{p_S - p_A}{10^6}\right)}{C_A(q)} \cdot U_V \\ &- \frac{A_B}{C_B(q)} [\dot{q} \cdot A_B + K_{L,BiQ}(p_A - p_B)^4] + \frac{A_B \cdot Q_{nenn} \cdot K_V \cdot \tanh\left(\frac{p_B - p_T}{10^6}\right)}{C_B(q)} \cdot U_V \end{aligned}$$

$$\dot{F}_{h-} = A_A \cdot \dot{p}_A - A_B \cdot \dot{p}_B = \alpha(\mathbf{p}) + \beta(\mathbf{p})_- \cdot U_V \quad (3.25)$$

$$\begin{aligned} &= \frac{A_A}{C_A(q)} [-\dot{q} \cdot A_A - K_{L,BiQ}(p_A - p_B)^4] + \frac{A_A \cdot Q_{nenn} \cdot K_V \cdot \tanh\left(\frac{p_A - p_T}{10^6}\right)}{C_A(q)} \cdot U_V \\ &- \frac{A_B}{C_B(q)} [\dot{q} \cdot A_B + K_{L,BiQ}(p_A - p_B)^4] + \frac{A_B \cdot Q_{nenn} \cdot K_V \cdot \tanh\left(\frac{p_S - p_B}{10^6}\right)}{C_B(q)} \cdot U_V. \end{aligned}$$



Das linearisierte Modell des Kraftregelkreises kann damit zu einem Integrator mit Verstärkung  $K_I = 1$  vereinfacht werden. Die Reglerverstärkung  $R_F$  kann theoretisch unbegrenzt groß sein, um eine unbegrenzt hohe Dynamik zu erreichen. Praktisch ist die Reglerverstärkung allerdings durch das maximale Stellsignal bzw. die maximale Stellenergie begrenzt. Der Regler wurde nach  $R_F = v_{max}/\Delta F_{max}$  mit  $v_{max} = U_{V,max} \cdot \beta(\mathbf{p})_{max} + \alpha(\mathbf{p})_{max}$  ausgelegt. Die Dynamik des Kraftaufbaus ist für positive und negative Kraftsollwerte sowie für unterschiedliche Positionen der Kolbenstange vergleichbar, siehe Bild 3.18. Abweichungen begründen sich durch die Linearisierung mit einem vereinfachten Antriebsmodell und durch eine leicht unterschiedliche Ventildynamik im Klein- und Großsignalbereich. Nach der Auslegung des linearisierenden Kraftreglers weist der Kraftregelkreis ein quasi-lineares PT<sub>1</sub> Verhalten mit einer Zeitkonstanten von  $1/R_F$  auf. Dies erlaubt den Entwurf eines klassischen Positioniersystems in Kaskadenstruktur mit Geschwindigkeits- und Positionsregler.

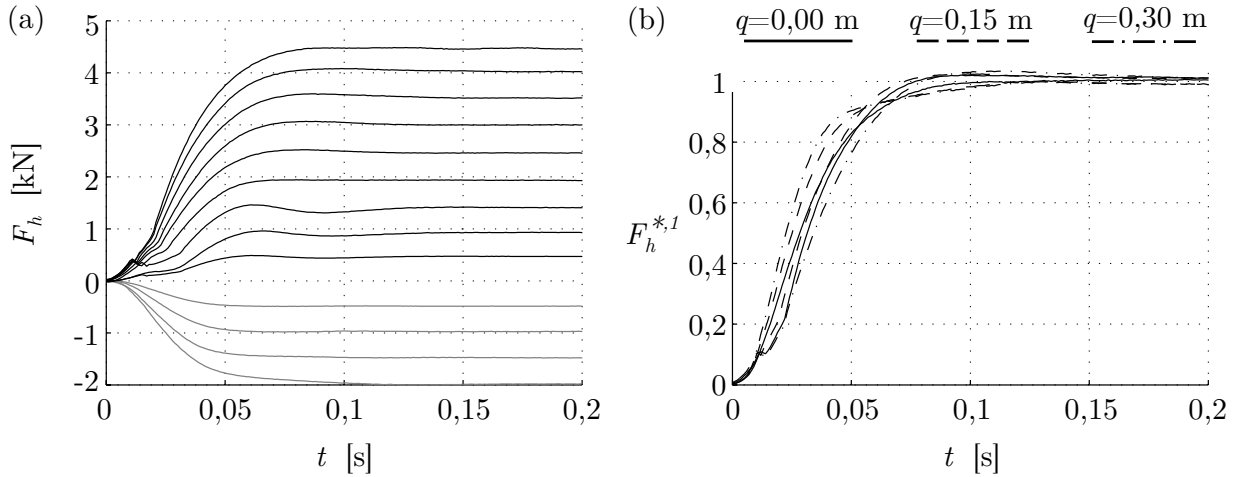


Bild 3.18: (a) Kraftsprünge bei  $q = 0,5 \cdot q_{max} = 0,15$  m fixierter Kolbenstange und (b) bei verschiedenen Positionen für  $F_h = \pm 2000$  N

**(B) Geschwindigkeitsregelung:** Als Geschwindigkeitsregler werden PI-Regler verwendet, siehe Bild 3.19. Die Reglerkoeffizienten  $R_{\dot{q},P}$  und  $R_{\dot{q},I}$  wurden nach [186] anhand der Übertragungsfunktion der offenen Strecke mit dem Betragsoptimum ausgelegt, da damit ein gutes Folge- als auch Störverhalten sichergestellt werden kann.

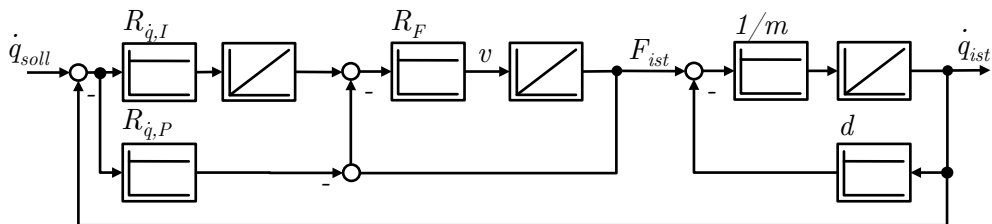


Bild 3.19: PI-Geschwindigkeitsregelkreis

Um die Leistungsfähigkeit des Geschwindigkeitsreglers zu prüfen, wurden die Geschwindigkeitssprungantworten für den geschlossenen Regelkreis als Reaktion auf Eingangssprünge und Störsignale bei unterschiedlichen Reglerauslegungen am Versuchsstand gemessen, siehe Bild 3.20. Die Reglerauslegung nach *Ziegler-Nichols* weist für den nichtlinearisierten Regelkreis das schlechteste Führungs- und Störverhalten auf. Leichte Verbesserung ergibt sich durch Zuschalten der Linearisierung. Das beste Ergebnis konnte bei aktiver Linearisierung und der Reglerauslegung nach dem Betragsoptimum für das Führungs-, als auch für das Störverhalten erreicht werden. Die Geschwindigkeit nimmt nach nur ca. 0,1 s ihren Sollwert an und Störungen werden mit vergleichbarer Dynamik ausgeglichen.

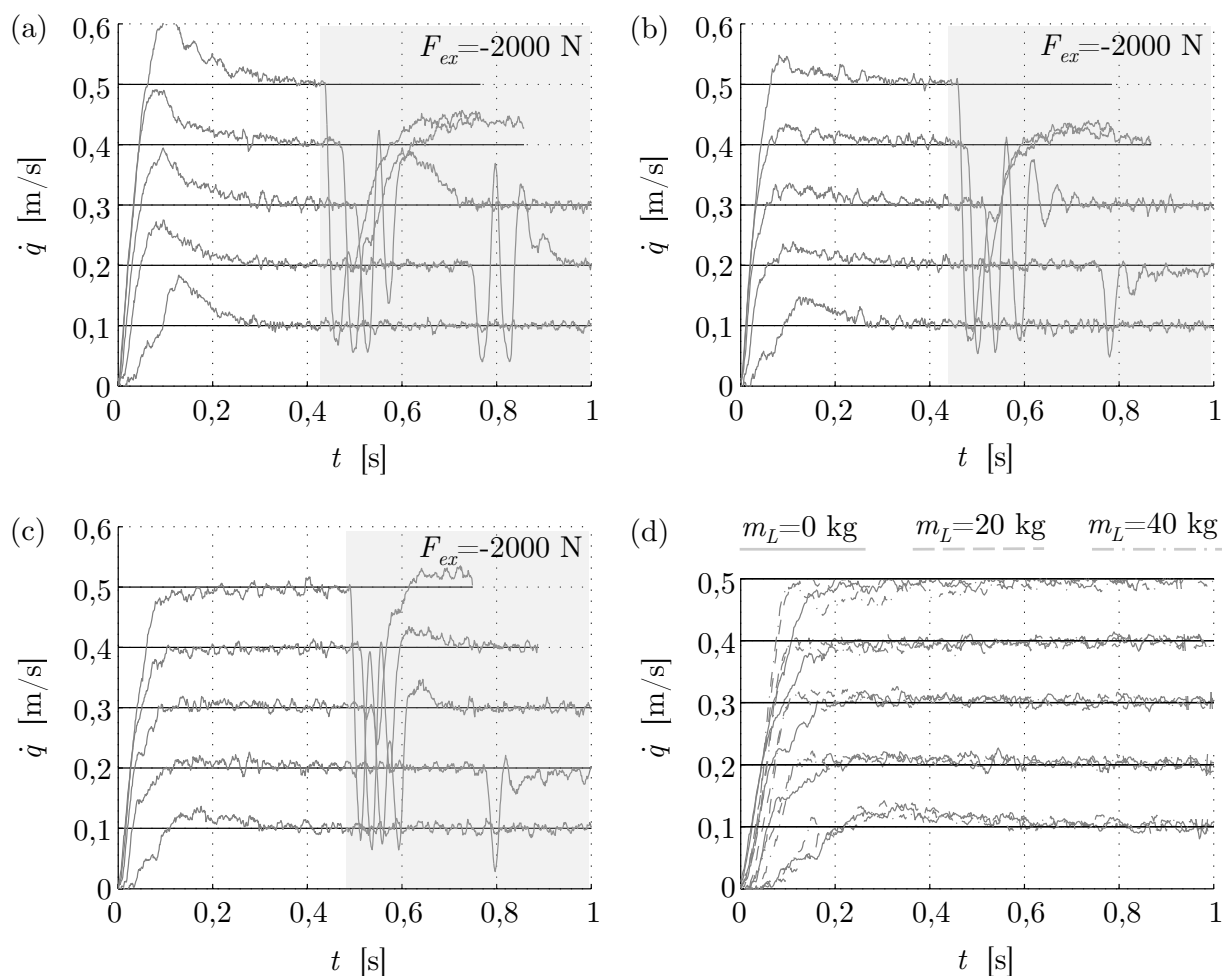


Bild 3.20: Führungs- und Störverhalten der Geschwindigkeitsregelung: (a) ohne Linearisierung und Reglerauslegung nach *Ziegler-Nichols*, (b) mit Linearisierung und Reglerauslegung nach *Ziegler-Nichols*, (c) mit Linearisierung und Reglerauslegung nach dem Betragsoptimum bei (d) unterschiedlichen Lastmassen  $m_L$

(C) **Positionsregelung:** Durch den Integrator im offenen Kreis, wurde für die Positionsregelung ein Proportionalregler ausgewählt und nach dem Betragsoptimum ausgelegt. In Bild 3.21 sind das Führungs- und Störverhalten des Positionsreglers ersichtlich. Die Sollwerte werden nach ca. 0,8 s ohne Überspringen erreicht, Störungen werden in 0,2 s ausgeglet.

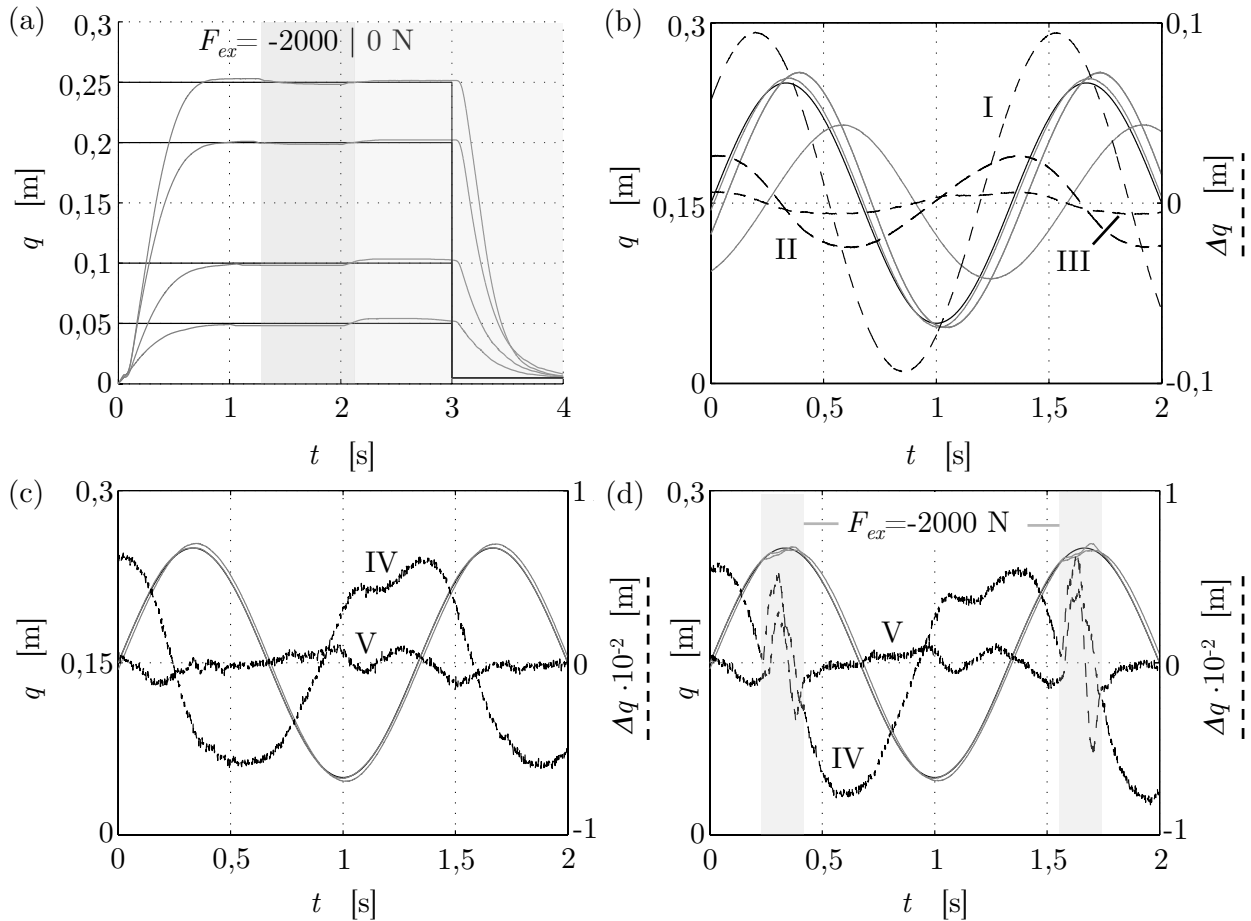


Bild 3.21: (a) Positionsregelung und Störkraftverhalten, (b) Trajektorienfolgeverhalten ohne Vorsteuerung I, mit  $F\text{-}\dot{q}$  Vorsteuerung II und mit  $F\text{-}\dot{q}\text{-}U_V$  Vorsteuerung III, (c) Folge- und (d) Störverhalten mit  $F\text{-}\dot{q}\text{-}U_V$  Vorsteuerung für Führungs- IV und Störregler V

Durch eine Sollwertvorsteuerung wird die Regelgüte weiter verbessert. Im einfachsten Fall dient die Geschwindigkeit und Kraft als Vorsteuersignal für den Geschwindigkeits- und Kraftregler, wodurch diese aktiv werden, noch bevor ein Positions- bzw. Geschwindigkeitsfehler entsteht. Weitere Verbesserung kann durch eine Spannungssollwertvorsteuerung mit dem inversen Streckenmodell erreicht werden, siehe Bild 3.21 (b). In Bild 3.21 (c,d) wird das Folge- und Störverhalten mit  $F\text{-}\dot{q}\text{-}U_V$  Vorsteuerung für den nach dem Betragsoptimum ausgelegten und den auf Störkraft optimierten Regler dargestellt.



### 3.4 Sollwertvorsteuerung

Die Antriebe des Roboters sind über die Roboterkinematik miteinander verbunden, wodurch jede Bewegung eines Antriebs eine entsprechende Störkraft innerhalb der Roboterstruktur erzeugt. Dies führt zu Positionsfehlern in allen betroffenen Antrieben, welche die Antriebsregler nur langsam kompensieren würden. Durch Berechnung der dynamischen Koppelungen und entsprechender Vorsteuerung in den Regelkreisen können diese Störkräfte weitestgehend kompensiert werden.

Am Einzelantrieb wurde im Kapitel 3.3.3 bereits gezeigt, dass sich die Regelgüte durch eine Sollwertvorsteuerung (SWV) mit einem inversen Streckenmodell deutlich verbessern lässt. Durch die hohe Komplexität und Nichtlinearität der Roboterdynamik ist eine Inversion des gesamten Robotermodells allerdings nicht möglich. Eine in der Robotik standardmäßig verwendete Methode ist der *computed-torque* Ansatz, bei dem durch ein dynamisches Kräftemodell (siehe Kapitel 2.2.3) die für einen Bewegungsablauf  $\mathbf{q}(\tau)$  erforderlichen Antriebskräfte  $\mathbf{F}_{vor}$  berechnet und im Kraftregelkreis vorgesteuert werden, siehe Bild 3.22 (a).

Eine weitere Vorsteuerermethode, welche ebenso eine explizite Invertierung des Streckenmodells vermeidet, ist die Modellfolgeregelung [187, 188], siehe Bild 3.22 (b).

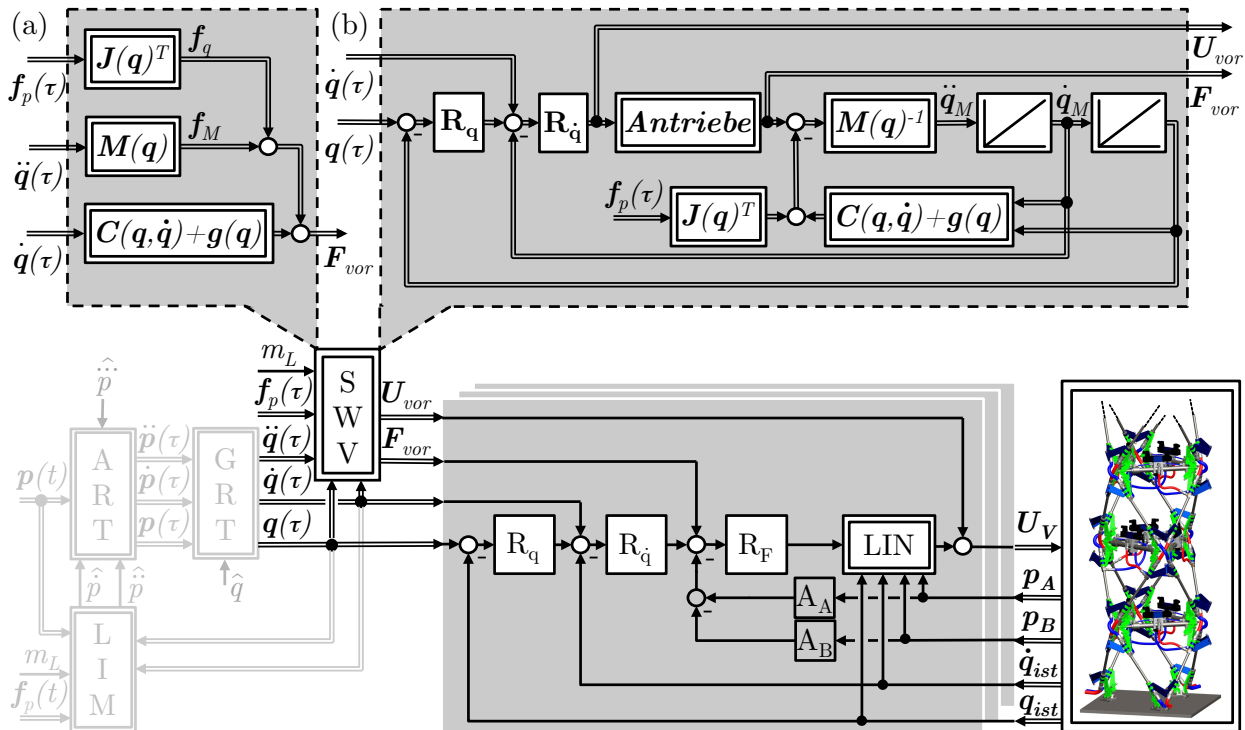


Bild 3.22: Kompensation der nichtlinearen Roboterdynamik durch einen (a) *computed-torque* Ansatz und (b) Modellfolgeregelung

Dabei wird ein vollständiges Simulationsmodell des Roboters entlang der Solltrajektorie geregelt, um die Stellsignale der Antriebe zu berechnen und entsprechend im realen System vorzusteuern. Die Antriebsregler reagieren dadurch nur auf die Modellabweichungen und Störgrößen. Vorteil dieser Methode ist, dass das Führungsverhalten getrennt vom Störverhalten einstellbar ist.

Mit dem Referenzsignal für die Folgeregelung  $\mathbf{q}(\tau)$ , dem Vorsteuersignal für die Sollgeschwindigkeiten  $\dot{\mathbf{q}}(\tau)$  der Aktuatoren, und den für die dynamische Bewegung erforderlichen Antriebskräften  $\mathbf{F}_{vor}$  bzw. Ventilspannungen  $\mathbf{U}_{vor}$ , sind alle notwendigen Sollwertgrößen für die Regler in der Kaskadenreglerstruktur bekannt.

Dadurch, dass alle Informationen der geforderten Trajektorie als Vorsteuersignale verwendet werden, müssen die Regler nur unmodellierte dynamische Zusammenhänge und Störgrößen ausgleichen und können dementsprechend ausgelegt werden.

### 3.5 Untersuchungen

In diesem Unterkapitel soll die Funktionstüchtigkeit des vorgestellten Regelungskonzepts nachgewiesen werden. Da kein realer Prototyp des Roboters existiert, wird mit Hilfe des Systemsimulators MATLAB® SIMULINK® ein virtueller Prototyp des Roboters mit seinen hydraulischen Antrieben aufgebaut. Für die Antriebe wird das SIMULINK®-Paket SIMHYDRAULICS verwendet, womit sich hydraulische Systeme detailgetreu abbilden lassen. Für den Aufbau der Roboterkinematik wird das SIMULINK®-Paket SIMMECHANICS gewählt. Die erstellten Modelle werden in einem ersten Schritt verifiziert, um im Anschluss daran das gesamte Regelungskonzept an der im Kapitel 3.1 ermittelten Referenztrajektorie  $\mathbf{p}(\tau)$  zu untersuchen, vgl. Kapitel 3.5.2.

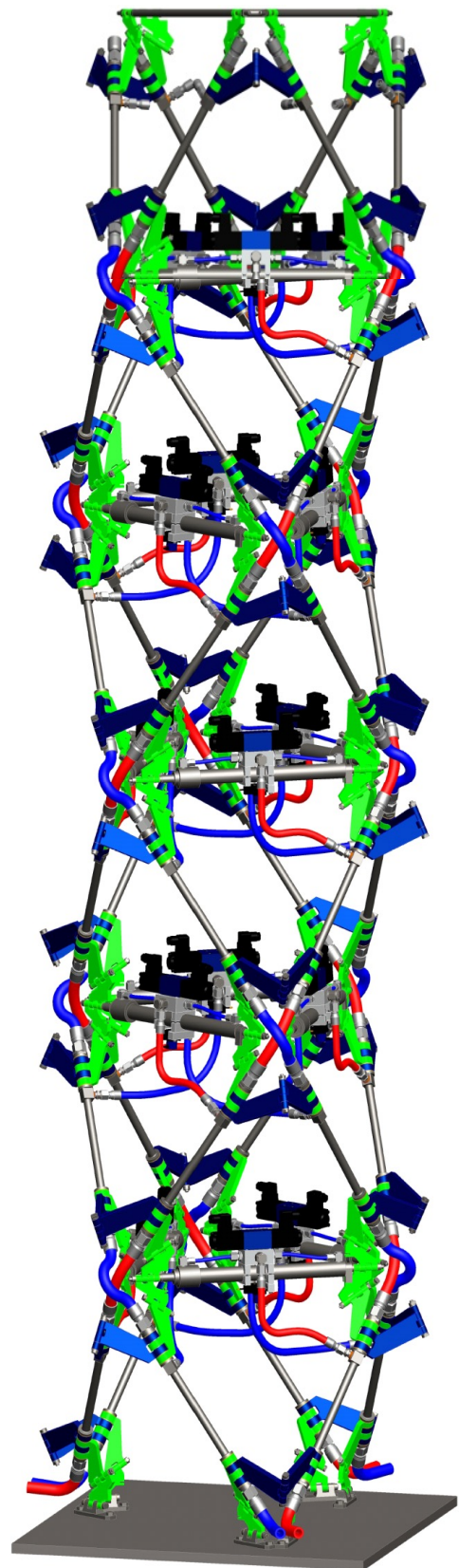


Bild 3.23: Virtueller Prototyp

### 3.5.1 Verifikation der Simulationsmodelle

Mit dem SIMULINK<sup>®</sup>-Paket SIMHYDRAULICS wurde ein detailgetreues nichtlineares Modell des hydraulischen Antriebs erstellt. Zur Verifikation des Modells dienen die am Versuchsstand gemessenen Sprungantworten für die Kraft-, Geschwindigkeits- und Positionsregelung, siehe Bild 3.24 (a-c). Das Modell bildet das Verhalten des realen Antriebs in guter Näherung ab. Da kein realer Prototyp des Roboters existiert, kann das in SIMMECHANICS aufgebaute Mehrkörpersimulationsmodell des Roboters nur durch das in Kapitel 3.4 vorgestellte vereinfachte mathematische Modell der Roboterdynamik verifiziert werden. Dieser Vergleich wurde anhand der Referenztrajektorie  $\mathbf{p}(\tau)$  durchgeführt und ist in Bild 3.24 (d) dargestellt. Die durchschnittliche Abweichung zwischen den beiden Modellen beträgt ca. 5%. Die Abweichung begründen sich dadurch, dass das vereinfachte Modell mit konzentrierten Massen und das in SIMMECHANICS erstellte Modell mit verteilten Massen und Trägheiten arbeitet.

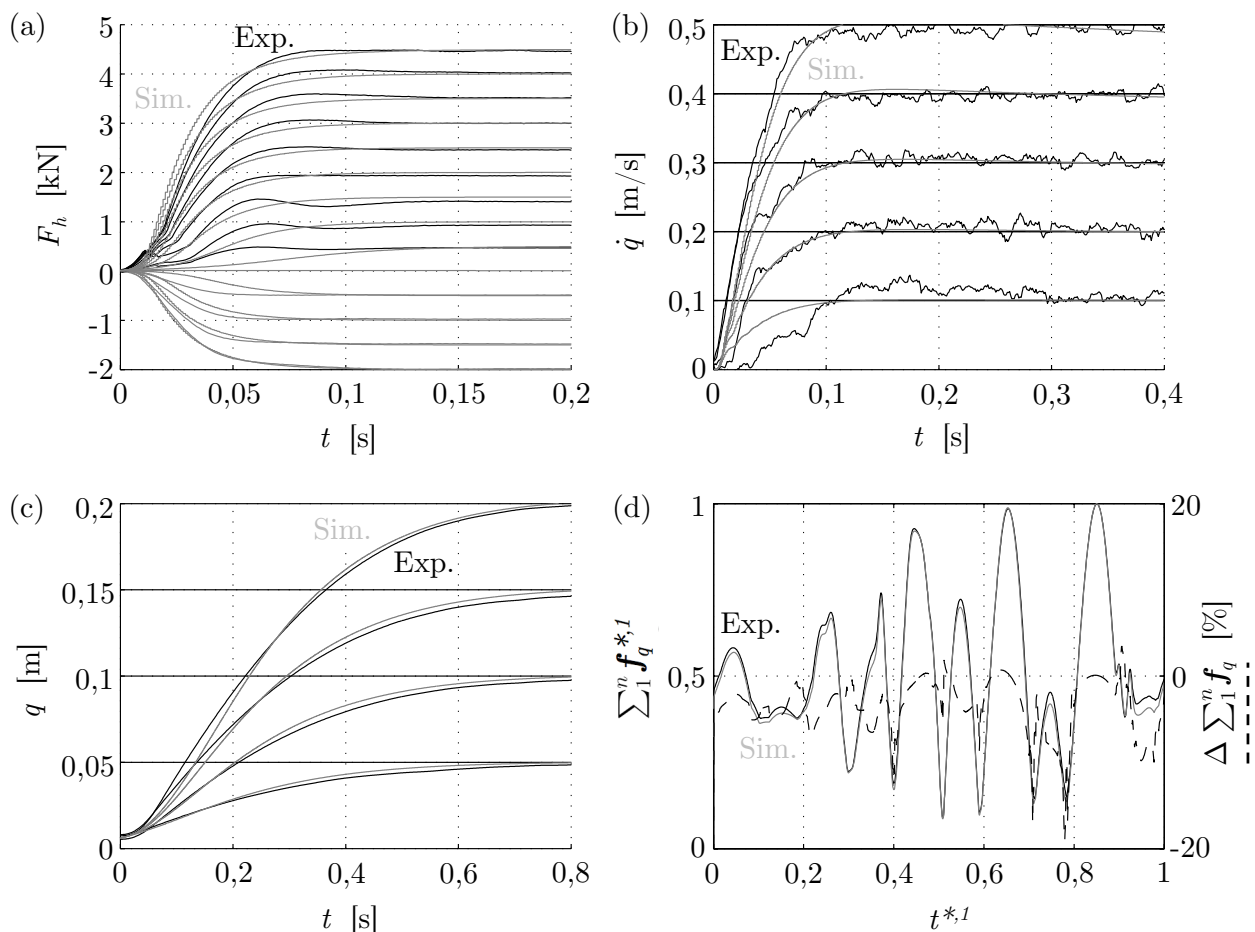


Bild 3.24: (a-c) Verifikation des SIMHYDRAULICS-Simulationsmodells des Antriebs mit Messungen am Versuchsstand, (d) Vergleich des Punktmassenmodells der Roboterdynamik mit dem SIMMECHANICS-Mehrkörpersimulationsmodell

### 3.5.2 Untersuchung des Trajektorienfolgeverhaltens

Zur Untersuchung des in diesem Kapitel vorgestellten Konzepts der Roboterregelung wurde die Referenztrajektorie  $\mathbf{p}_{ref}$  genutzt, siehe Bild 3.25 (a, b). Als Grundlage für den Vergleich der Regelgüte wurde das Zeitintegral des absoluten Regelfehlers  $IAE_q = \int_0^T \|\mathbf{q}_{ref} - \mathbf{q}_{ist}\|$  im Gelenkraum und  $IAE_p = \int_0^T \|\mathbf{p}_{ref} - \mathbf{p}_{ist}\|$  im Arbeitsraum genutzt, siehe Bild 3.25 (c, d). Mit der Methode der Modellfolgeregelung wurde das mit Abstand beste Ergebnis erzielt. Die maximale Regelabweichung im Gelenkraum beträgt  $\Delta \mathbf{q}_{max} = 1,5 \cdot 10^{-3}$  m und im Arbeitsraum  $\|\Delta \mathbf{p}\|_{max} = 4,8 \cdot 10^{-3}$  m. Die Modellfolgeregelung ( $\mathbf{U}_{vor}$ ) liefert im Vergleich zur Regelung mit Geschwindigkeitsvorsteuerung ( $\dot{\mathbf{q}}_{vor}$ ) eine 5,9-fach bessere Regelgüte und im Vergleich zur Regelung mit dem *computed-torque* Ansatz ( $\mathbf{F}_{vor}$ ) eine 2,23-fach bessere Arbeitsraum-Regelgüte entlang der Referenztrajektorie  $\mathbf{p}_{ref}$ .

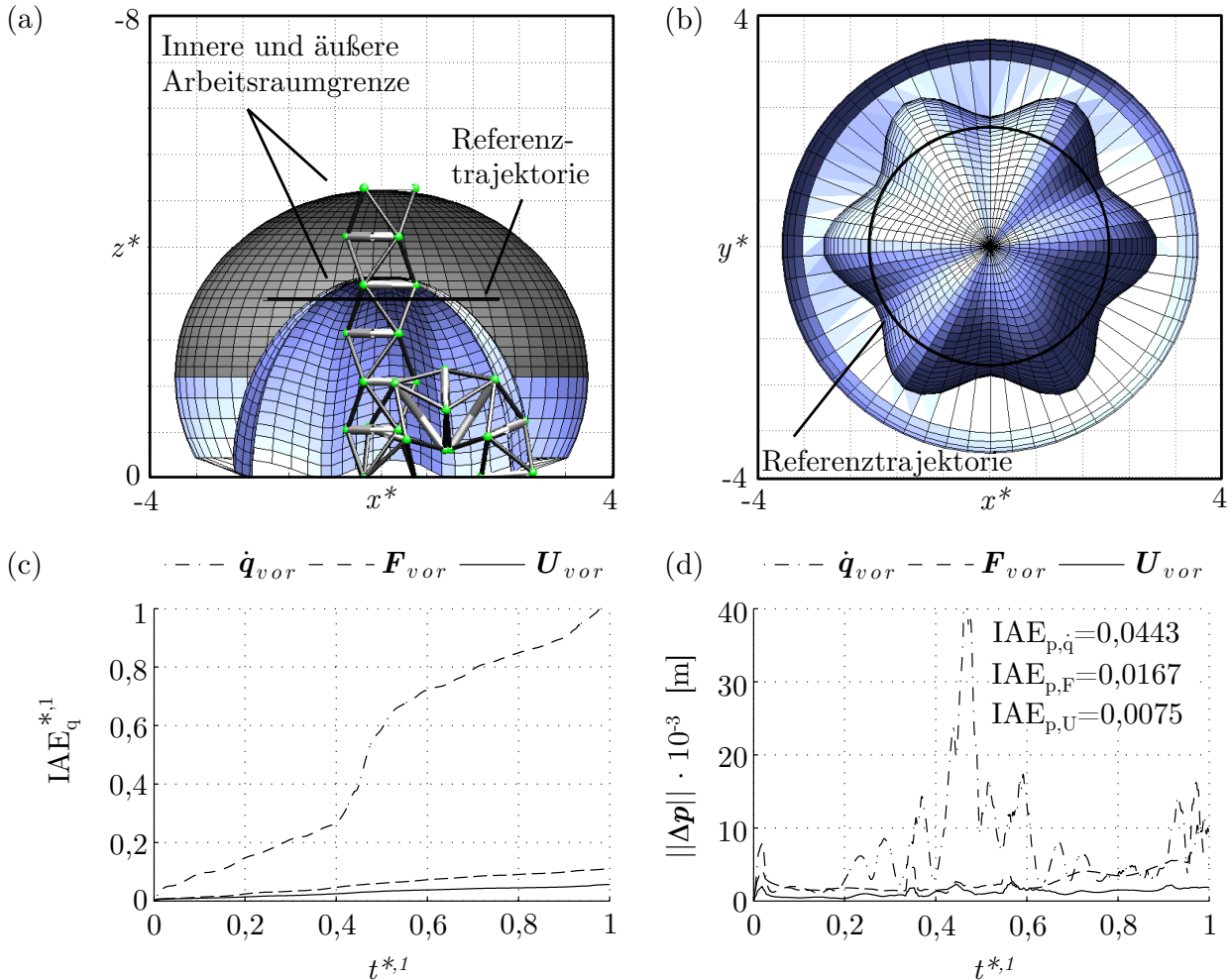


Bild 3.25: (a, b) Darstellung des Arbeitsraumes und der Referenztrajektorie  $\mathbf{p}_{ref}$ , Regelgüte für die Regelung mit Antriebsgeschwindigkeits-  $\dot{\mathbf{q}}_{vor}$ , Antriebskraft-  $\mathbf{F}_{vor}$  und Ventilspannungsvorsteuerung  $\mathbf{U}_{vor}$  im (c) Gelenkraum und (d) Arbeitsraum

## 4 Modifikation des Roboters

Die Leichtbauweise und das hohe Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis des in Kapitel 2 vorgestellten Roboterentwurfs begünstigen die in der Zielsetzung definierten Kernanforderungen nach einem geringen Gefahrenpotenzial und einer hohen Zykluseffizienz. In diesem Kapitel werden Maßnahmen zur Modifikation des Roboters untersucht, um diese beiden Kernanforderungen noch besser zu erfüllen.

Zur Abschätzung des Gefahrenpotenzials wird in einem ersten Schritt die Kollision des in Bild 3.23 dargestellten sechsmoduligen Roboters mit dem Menschen als „empfindlichstes“ Objekt im Arbeitsraum des Roboters untersucht. Im Anschluss daran werden im Unterkapitel 4.1 steuerungs- und entwurfstechnische Konzepte vorgestellt, welche die roboterseitige effektive Kollisionsmasse, als einen wesentlichen Einflussfaktor auf das Gefahrenpotenzial, reduzieren sollen.

Die technische Umsetzung eines ausgewählten Konzepts zur Reduzierung des Gefahrenpotenzials und eines Konzepts zur Erhöhung der Zykluseffizienz erfolgt im Unterkapitel 4.1.3 und 4.2. Die Wirksamkeit dieser Konzepte wird anhand von Simulationen und Experimenten am Versuchsstand im Unterkapitel 4.3 überprüft.

### 4.1 Reduzierung des Gefahrenpotenzials

#### 4.1.1 Bewertung des Gefahrenpotenzials

Da Schädel-Hirn-Verletzungen die häufigste Todesursache bei der Mensch-Maschine-Interaktion darstellen [189], soll die Auswirkung der Kollision des Roboters mit dem menschlichen Kopf betrachtet werden.

Um das Gefahrenpotenzial des Roboters einzuschätzen, sind quantitative Aussagen über mögliche Verletzungen notwendig. Für unfallbedingte Verletzungen kann die *Abbreviated Injury Scale* (AIS) genutzt werden. Diese Skala wurde von der ASSOCIATION FOR THE ADVANCEMENT OF AUTOMOTIVE MEDICINE Anfang der 1970er Jahre eingeführt und fortlaufend weiterentwickelt [190]. Nach der AIS wird die Schwere der Verletzung in sieben Kategorien

von *unverletzt* (0) bis *tödlich* (6) eingeteilt, siehe Bild 4.1. Zur quantitativen Erfassung der Verletzungsschwere stehen eine Vielzahl von Verletzungskriterien zur Verfügung, welche jeweils für bestimmte Körperregionen (Kopf, Brust, Gliedmaßen, etc.) und Verletzungsarten (Prellung, Quetschung, Bruch, etc.) gelten.

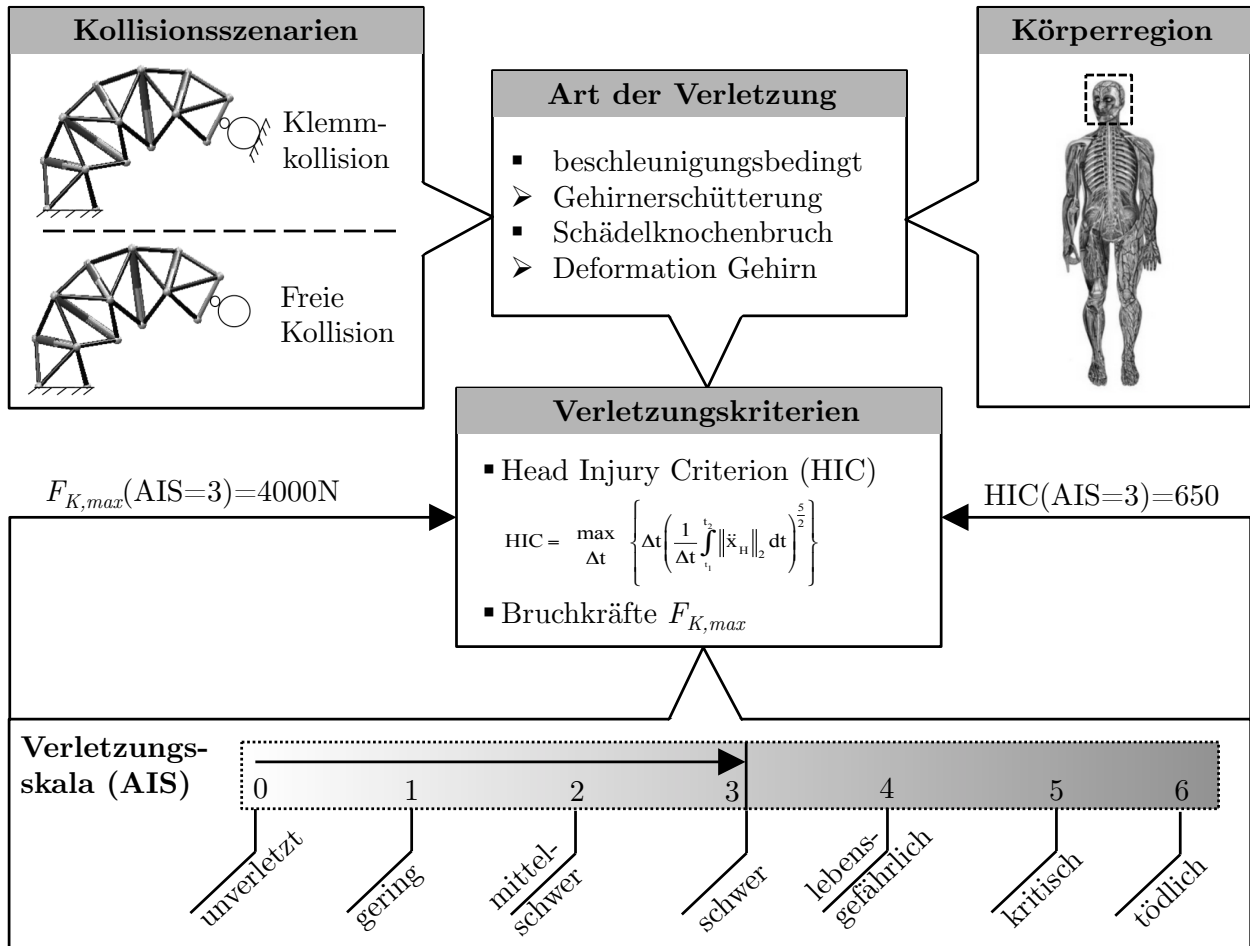


Bild 4.1: Quantitative Beschreibung von Verletzungen

Bei der Kollision des Roboters mit dem menschlichen Kopf kann es im Wesentlichen zu zwei Kollisionsszenarien mit jeweils unterschiedlichen Auswirkungen kommen.

Einerseits kann der Kopf zwischen dem Roboter und einem feststehenden Hindernis eingeklemmt werden. In Folge dessen kann ein Bruch des Schädels mit einer anschließenden Quetschung der Gehirnmasse auftreten. Hierbei ist die Bruchkraft  $F_{K,max}$  des betroffenen Schädelknochens ausschlaggebend. Entsprechende Kraft-Weg-Verläufe zur Ermittlung der Steifigkeiten und Bruchkräfte wurden in der Quelle [191] experimentell an Schädeln von Verstorbenen für das Stirn-, Scheitel-, Hinterhaupt- und Schläfenbein ermittelt.

Andererseits kann der Roboter mit dem freistehenden Kopf kollidieren. Neben der Bruchkraft  $F_{K,max}$  des betroffenen Schädelknochens ist in diesem Fall zusätzlich die beschleunigungs-



bedingte Deformation der Gehirnmasse zu betrachten. Die Auswirkungen reichen von einer leichten Gehirnerschütterung ( $\text{AIS} = 1$ ) über eine 15-minütige ( $\text{AIS} = 4$ ) bis 12-stündige ( $\text{AIS} = 4$ ) Bewusstlosigkeit bishin zum Tod ( $\text{AIS} = 6$ ) [192]. Das beschleunigungsbedingte Einwirken kann mit dem in der Automobilbranche häufig verwendeten *Head Injury Criterion* (HIC) erfasst werden. Dieses Kriterium berücksichtigt das Zeitintegral der Kopfbeschleunigung und deren Einwirkdauer.

In den folgenden Untersuchungen werden schwere aber nicht lebensgefährliche Verletzungen als zulässig betrachtet, was einem Grenzwert von  $\text{AIS} = 3$  entspricht. Sekundärkollisionen und das Einklemmen des Kopfes in der Roboterstruktur werden, bedingt durch die Vielfältigkeit dieser Kollisionsszenarien, nicht untersucht.

**Biomechanische Kennwerte und Roboterkonfiguration:** Die durchschnittliche Masse eines menschlichen Kopfes beträgt  $m_K = 4,5 \text{ kg}$  [190]. Um den festgelegten AIS-Grenzwert nicht zu überschreiten, darf es auf keinen Fall zu einem Schädelbruch kommen. Das Scheitelbein (Schädeldach) ist, neben dem Stirnbein, eine der empfindlichsten Stellen des menschlichen Kopfes und weist eine Bruchkraft von  $F_{K,max} \approx 4 \text{ kN}$  und eine Steifigkeit von  $c_K \approx 800 \text{ kN/m}$  [191] auf. Da keine zuverlässigen Messdaten für die Dämpfung der einzelnen Schädelknochen existieren, wird diese in den Untersuchungen vernachlässigt.

Der maximal erlaubte HIC-Wert beträgt  $\text{HIC}_{\max} = 650$  und führt mit 95%iger Wahrscheinlichkeit zu Verletzungen der Stufe drei auf der AIS-Skala [98].

Der Roboter besteht aus fünf aktuierten Modulen, welche mit einem passiven Oktaeder (der Endeffektor-Plattform) abgeschlossen ist, siehe Bild 3.23. Im Zentrum der Endeffektor-Plattform ist eine halbrunde Geometrie mit dem geforderten Minimalradius [21] für eine Mensch-Roboter-Interaktion von  $r = 0,048 \text{ m}$  befestigt. Diese Geometrie wird in Richtung des Schädeldachs mit der Geschwindigkeit  $\dot{x}_{R,0}$  bewegt, wobei die Stellung des Roboters so gewählt ist, dass seine Maximalgeschwindigkeit im Arbeitsraum von  $\dot{x}_{R,0} = 6,4 \text{ m/s}$  erreicht wird. In dieser Stellung beträgt die effektive Kollisionsmasse in Bewegungsrichtung  $m_R \approx 50 \text{ kg}$ .

**Kollisionsszenarien:** Die Simulation der Kollision fand zum einen mit einem freien Kopf, der sich mit der durchschnittlichen Schrittgeschwindigkeit eines Menschen  $\dot{x}_{K,0} = 1,25 \text{ m/s}$  in Richtung des Roboters bewegt und zum anderen mit einem Kopf in Ruhestellung, der zwischen dem Roboter und einem Hindernis unendlicher Steifigkeit eingeklemmt wird, statt. Beide Untersuchungen wurden ohne weiteres Einwirken der Antriebskräfte des Roboters nach Kontakteintritt durchgeführt. Um die Kontaktkraft, die Kollisionsdauer und den HIC-Wert zu ermitteln, werden die beiden Kollisionsszenarien in Form von Differentialgleichungen beschrieben.

(A) *Beschreibung der Klemmkollision:* Die Klemmkollision kann mit der folgenden Differentialgleichung beschrieben werden:

$$m_R \cdot \ddot{x}_R + c_K \cdot x_R = 0. \quad (4.1)$$

Mit den Anfangsbedingungen  $x_R(t = 0) = 0$  und  $\dot{x}_R(t = 0) = \dot{x}_{R,0}$  ergibt sich die Lösung der Differentialgleichung mit  $\omega_0 = \sqrt{\frac{c_K}{m_R}}$  zu:

$$x_R(t) = \dot{x}_{R,0} \cdot \omega_0^{-1} \cdot \sin(\omega_0 \cdot t). \quad (4.2)$$

Die Kontaktkraft berechnet sich zu:

$$F_K(t) = c_K \cdot x_R(t) = \dot{x}_{R,0} \cdot \sqrt{c_K \cdot m_R} \cdot \sin(\omega_0 \cdot t). \quad (4.3)$$

Die Amplitude der Schwingung entspricht der maximalen Kollisionskraft:

$$F_{K,max} = \dot{x}_{R,0} \cdot \sqrt{c_K \cdot m_R}. \quad (4.4)$$

Beschleunigungsbedingte Kopfverletzungen können nicht auftreten, da der Kopf unbeweglich zwischen dem Roboter und dem Hindernis eingeklemmt ist.

(B) *Beschreibung der freien Kollision:* Die freie Kollision kann mit dem folgenden Differentialgleichungssystem beschrieben werden:

$$\begin{bmatrix} m_R & 0 \\ 0 & m_K \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \ddot{x}_R \\ \ddot{x}_K \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_K & -c_K \\ -c_K & c_K \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_R \\ x_K \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

Mit den Eigenwerten  $\omega_1 = 0$  und  $\omega_2 = \sqrt{c_k(m_R + m_K)(m_R \cdot m_K)^{-1}}$ , den Anfangsbedingungen der Roboterbewegung:  $x_R(t = 0) = 0$ ,  $\dot{x}_R(t = 0) = \dot{x}_{R,0}$  und den Anfangsbedingungen der Kopfbewegung:  $x_K(t = 0) = 0$ ,  $\dot{x}_K(t = 0) = \dot{x}_{K,0}$  können die zeitlichen Verläufe der Roboter- und Kopfposition ermittelt werden:

$$x_R(t) = [\omega_2 \cdot t(m_K \cdot \dot{x}_{R,0} + m_R \cdot \dot{x}_{R,0}) + m_K \cdot \sin(\omega_2 \cdot t)(\dot{x}_{R,0} - \dot{x}_{K,0})][\omega_2(m_K + m_R)]^{-1} \quad (4.6)$$

$$x_K(t) = [\omega_2 \cdot t(m_K \cdot \dot{x}_{R,0} + m_R \cdot \dot{x}_{R,0}) + m_R \cdot \sin(\omega_2 \cdot t)(\dot{x}_{K,0} - \dot{x}_{R,0})][\omega_2(m_K + m_R)]^{-1}. \quad (4.7)$$

Die Kollisionskraft wird mit dem Zusammenhang  $F_K(t) = c_k(x_R(t) - x_K(t))$  ermittelt und führt zu folgendem Ausdruck:

$$F_K(t) = \frac{c_K \cdot (\dot{x}_{R,0} - \dot{x}_{K,0}) \sin(\omega_2 \cdot t)}{\omega_2} = (\dot{x}_{R,0} - \dot{x}_{K,0}) \sqrt{\frac{c_K \cdot m_R \cdot m_K}{m_R + m_K}} \sin(\omega_2 \cdot t) \quad (4.8)$$



Die Amplitude des zeitlichen Kraftverlaufs entspricht der maximalen Kollisionskraft:

$$F_{K,max} = (\dot{x}_{R,0} - \dot{x}_{K,0}) \sqrt{\frac{c_K \cdot m_R}{m_R/m_K + 1}}. \quad (4.9)$$

Die Kollisionsdauer  $T_K$  ergibt sich aus der halben Periodendauer  $T$  der Schwingung:

$$T_K = \frac{T}{2} = \pi \left( \frac{c_K(m_R + m_K)}{m_R \cdot m_K} \right)^{-\frac{1}{2}}. \quad (4.10)$$

Um die maximale Kontaktkraft  $F_{K,max}$  nicht zu überschreiten, darf die zulässige Robotergergeschwindigkeit

$$\dot{x}_{R,zul}(m_R) = F_{K,max} \sqrt{\frac{m_R + m_K}{c_K \cdot m_R \cdot m_K}} - \dot{x}_{K,0} \quad (4.11)$$

nicht überschritten werden.

Der zur Abschätzung der beschleunigungsbedingten Kopfverletzungen benötigte HIC-Wert wird in Abhängigkeit der Kollisionsdauer  $T_K$  mit dem Zeitintegral der Kopfbeschleunigung als ein Vielfaches der Gravitationskonstante  $g$  berechnet:

$$HIC = T_K \left( \frac{1}{T_K} \int_{t_1}^{t_2} |\ddot{x}_K \cdot g^{-1}| dt \right)^{2,5}. \quad (4.12)$$

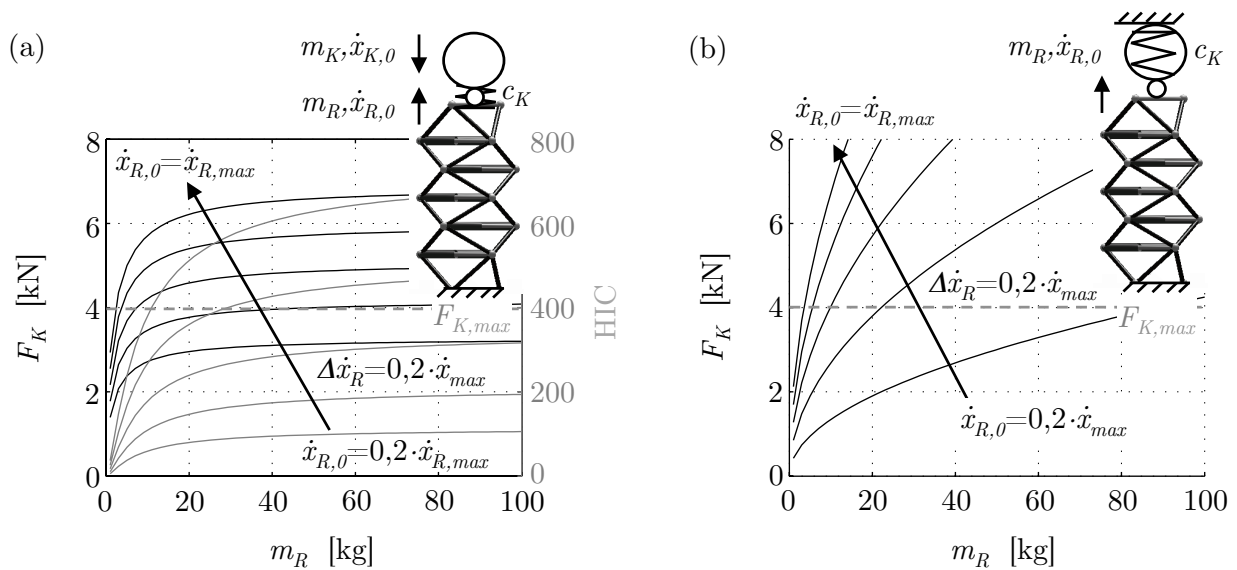


Bild 4.2: Untersuchung der Roboterkollision mit freiem (a) und eingeklemmtem (b) Kopf

(C) *Auswertung:* Die Kollisionskraft  $F_K$  und der HIC-Wert wurde in Abhängigkeit der wirkenden Robotertermasse  $m_R = m_{eff} + m_L$  und der Kollisionsgeschwindigkeit  $\dot{x}_R$  berechnet, siehe Bild 4.2. Das beschleunigungsbedingte Verletzungsrisiko bei einer freien Kollision liegt unter dem zulässigen Grenzwert von  $HIC_{max} = 650$ . Eine beschleunigungsbedingte Verletzung des Menschen mit einem AIS-Wert größer drei kann auch bei maximaler Robotertergeschwindigkeit von  $\dot{x}_{R,max}$  und maximal wirksamer Robotertermasse von  $m_{R,max}$  ausgeschlossen werden, siehe Bild 4.2 (a). Dahingegen kann bereits bei einer kleinen wirkenden Robotertermasse ab  $\dot{x}_{R,0} \approx 0,4 \cdot \dot{x}_{R,max}$  der Bruch des Schädelknochens auftreten.

Kritischer ist das Bruchrisiko bei der Klemmkollision, bei der auch bei geringen Geschwindigkeiten und wirksamer Masse die kritische Bruchkraft schnell erreicht wird, siehe Bild 4.2 (b). In beiden Fällen wird deutlich, dass die Roboterleistung deutlich eingeschränkt werden muss, um den Menschen nicht zu gefährden. Da die Klemmkollision den deutlich kritischeren Fall darstellt, wird diese in den weiteren Untersuchungen betrachtet.

#### 4.1.2 Maßnahmen zur Reduzierung des Gefahrenpotenzials

Auf Grundlage der in Kapitel 1.2.2 vorgestellten steuerungs- und entwurfstechnischen Modifikationsstrategien werden in diesem Unterkapitel Möglichkeiten zur Reduzierung des Gefahrenpotenzials des Roboters untersucht.

**Steuerungstechnische Maßnahmen:** Zu den steuerungstechnischen Modifikationsmaßnahmen zählt das Einhalten eines ausreichenden Abstands zu Objekten im Arbeitsraum, die Begrenzung der Arbeitsgeschwindigkeit, die Regelung der Kontaktsteifigkeit und die Beeinflussung der im Kontaktpunkt wirkenden effektiven Robotertermasse, vgl. Bild 1.11.

Das Einhalten eines Sicherheitsabstandes erfordert eine vollständige und permanente Überwachung des Roboter-Arbeitsraumes. Vor allem in einer unstrukturierten Umgebung mit bewegten Objekten ist dies äußerst schwierig. Kollisionen können durch eine begrenzte Verarbeitungs- und Reaktionsgeschwindigkeit der Systeme nicht ausgeschlossen werden.

Die Reduzierung der Arbeitsgeschwindigkeit ist aufgrund der damit verbundenen Einschränkung der Leistungsfähigkeit des Roboters unerwünscht. Nach Eintreten einer Kollision kann im einfachsten Fall der Notstopp des Roboters die Auswirkung der Kollision auf die Umgebung reduzieren. Die Intensität der Primär- und Sekundärkollision(en) ist abhängig von der Trägheit des Systems. Um die Intensität von Sekundärkollisionen zu reduzieren, existieren regelungstechnische Ansätze, die durch ein geeignetes Ansteuern der Aktuatoren des Roboters die Kontaktkraft abdämpfen [102, 101]. Nach S. Wolf et al. [112] sind die beiden letztgenannten Methoden aufgrund der durch die Signalverarbeitung und Trägheit des Roboters verursachten Reaktionszeiten ungeeignet, um auf Kollisionen zu reagieren.

*Nutzung der Redundanz zur Kontaktkraftreduzierung:* Die kinematisch redundanten Freiheitsgrade der in dieser Arbeit untersuchten Roboterstruktur können genutzt werden, um die am Endeffektor wirkende effektive Kollisionsmasse – und damit einen wesentlichen Einflussfaktor auf die Kollisionskraft  $F_K$  – zu reduzieren. Die Untersuchung erfolgt auf Grundlage der Klemmkollision, welche in Kapitel 4.1.1 als kritischste Kollisionsart identifiziert wurde. Die maximale Kollisionskraft berechnet sich nach diesem Modell in Abhängigkeit der in Kollisionsrichtung  $\boldsymbol{\eta}$  wirkenden Endeffektorgeschwindigkeit  $\dot{\mathbf{p}}$  und -masse  $m_\eta(\mathbf{q})$ :

$$F_{K,max}(\mathbf{q}) = \dot{\mathbf{p}}^T \cdot \boldsymbol{\eta} \sqrt{c_K \cdot m_\eta(\mathbf{q})}. \quad (4.13)$$

Die am Endeffektor in Kollisionsrichtung  $\boldsymbol{\eta}$  wirkende effektive Masse  $m_\eta(\mathbf{q})$  kann in Abhängigkeit der in Gelenkkoordinaten beschriebenen Massenmatrix  $\mathbf{M}_q(\mathbf{q})$  wie folgt definiert werden:

$$m_\eta(\mathbf{q}) = \frac{1}{\boldsymbol{\eta}^T (\mathbf{J} \cdot \mathbf{M}_q(\mathbf{q})^{-1} \cdot \mathbf{J}^T) \boldsymbol{\eta}}. \quad (4.14)$$

Die Massenmatrix  $\mathbf{M}_q(\mathbf{q})$  ist von der Gelenkstellung  $\mathbf{q}$  des Roboters abhängig. Durch die redundanten kinematischen Freiheitsgrade ist es möglich, die Massenmatrix unabhängig von der Arbeitsraumbewegung des Endeffektors zu beeinflussen. In Kapitel 3.2 wurden drei Methoden vorgestellt, um die kinematische Redundanz unter Berücksichtigung von Nebenbedingungen aufzulösen. Diese Methoden werden an dieser Stelle erneut aufgegriffen, um die effektive Robotermaße und damit die Kontaktraft zu minimieren.

(A) *Kontaktraftminimierung mit Pseudoinverser Jacobi-Matrix:* Als Wichtungsmatrix  $\mathbf{W}$  wird bei dieser Methode die Massenmatrix in Gelenkkoordinaten mit  $\mathbf{W} = \mathbf{M}_q(\mathbf{q})$  genutzt:

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{J}^+ \cdot \dot{\mathbf{p}} = \mathbf{M}_q(\mathbf{q})^{-1} \cdot \mathbf{J}^T (\mathbf{J} \cdot \mathbf{M}_q(\mathbf{q})^{-1} \cdot \mathbf{J}^T)^{-1} \dot{\mathbf{p}}. \quad (4.15)$$

Aktuatoren mit einem großen Anteil an der Massenmatrix werden dadurch stärker gewichtet und bewegen sich mit einer langsameren Geschwindigkeit als Aktuatoren mit einem kleinen Anteil an der Massenmatrix.

(B) *Kontaktraftminimierung durch Nullraumprojektion:* Der Gradient der effektiven Robotermaße  $m_\eta(\mathbf{q})$  wird in den Nullraum der Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}$  projiziert:

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{J}^+ \cdot \dot{\mathbf{p}} - (\mathbf{I} - \mathbf{J}^+ \cdot \mathbf{J}) \nabla m_\eta(\mathbf{q}). \quad (4.16)$$

Mit dieser gradientenbasierten Methode wird ein lokales Minimum der effektiven Roboter-  
masse  $m_\eta(\mathbf{q})$  gefunden. Durch die zur Berechnung notwendige Pseudoinverse Jacobi-Matrix  
ist eine gleichzeitige Berücksichtigung der Aktuatorenlängenbegrenzung über die Wichtungs-  
matrix  $\mathbf{W}$  möglich, siehe Kapitel 3.2.

(C) *Kontaktkraftminimierung mit erweiterter Jacobi-Matrix:* Die Jacobi-Matrix wird durch  
Erweiterung mit der Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}_z = \frac{\delta \mathbf{f}_z(\mathbf{q})}{\delta \mathbf{q}} \in \mathbb{R}^{r \times n_A}$  in quadratische Form gebracht. In  
dem Gütefunktionsvektor  $\mathbf{f}_z$  wird der Gradient der effektiven Kollisionsmasse  $m_\eta(\mathbf{q})$  in den  
Nullraum der Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}$  projiziert. Die kinematische Redundanz kann mit

$$\dot{\mathbf{q}} = \left[ \frac{\delta}{\delta \mathbf{q}} \left( [\mathbf{I} - \mathbf{J}^+ \cdot \mathbf{J}]^T \nabla m_\eta(\mathbf{q}) \right) \right]^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{p}} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (4.17)$$

aufgelöst werden, wobei über die Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}$  das Einhalten der geforderten Trajektorie  
realisiert wird und über die Jacobi-Matrix  $\mathbf{J}_z$  ein lokales Minimum der reduzierten Masse  
und somit der Kontaktkraft ermittelt wird.

*Auswertung:* Da die Methoden der Kontaktkraftminimierung mit der gewichteten Pseudo-  
inversen Jacobi-Matrix und der erweiterten Jacobi-Matrix die notwendige Berücksichtigung  
der Aktuatorenlängenbegrenzung nicht zulassen, wurden diese Verfahren nicht untersucht.  
Die Methode der Kontaktkraftminimierung mit der erweiterten Jacobi-Matrix stellt zudem  
durch das zweimalige Differenzieren der effektiven Roboter-*masse* – vor allem bei einem hohen  
Grad kinematischer Redundanz – große Anforderungen an das Rechensystem.

Um die Wirkung der Kontaktkraftreduzierung abzuschätzen, wurde die effektive Kollisions-  
masse und -kraft tangential zur Referenztrajektorie  $\mathbf{p}_{ref}(\tau)$  mit der in Gleichung 3.8 vorge-  
stellten Methode zur Berücksichtigung der Aktuatorenlängenbegrenzung mittels gewichteter  
Pseudoinverse  $\mathbf{J}_W^+$  berechnet, siehe Bild 4.3. Durch zusätzliches Aufschalten der Nullraum-  
projektion  $\mathbf{J}_N^+$  nach Gleichung 4.16 kann die effektive Kollisionsmasse im Durchschnitt um  
15% und die Kollisionskraft um 6,25% reduziert werden.

Im Mittel wird die Kontaktkraft zwar gesenkt, allerdings kann es, bedingt durch ein zum  
Folgen der Arbeitsraumtrajektorie notwendiges Zuschalten der unteren Modulebenen, zu ei-  
nem deutlichen Kontaktkraftanstieg kommen. Ein weiterer Nachteil ist, dass zur Berechnung  
der effektiven Masse die Kollisionsrichtung bekannt sein muss. Der Kontakt muss nicht, wie  
in der Untersuchung angenommen, zwangsläufig in Bewegungsrichtung des Endeffektors er-  
folgen. Aus diesen Gründen sind weitere entwurfstechnische Maßnahmen erforderlich. Die  
steuerungstechnische Reduzierung der Kollisionskraft kann als ergänzende Methode zur Ge-  
fahrenreduzierung angesehen werden.

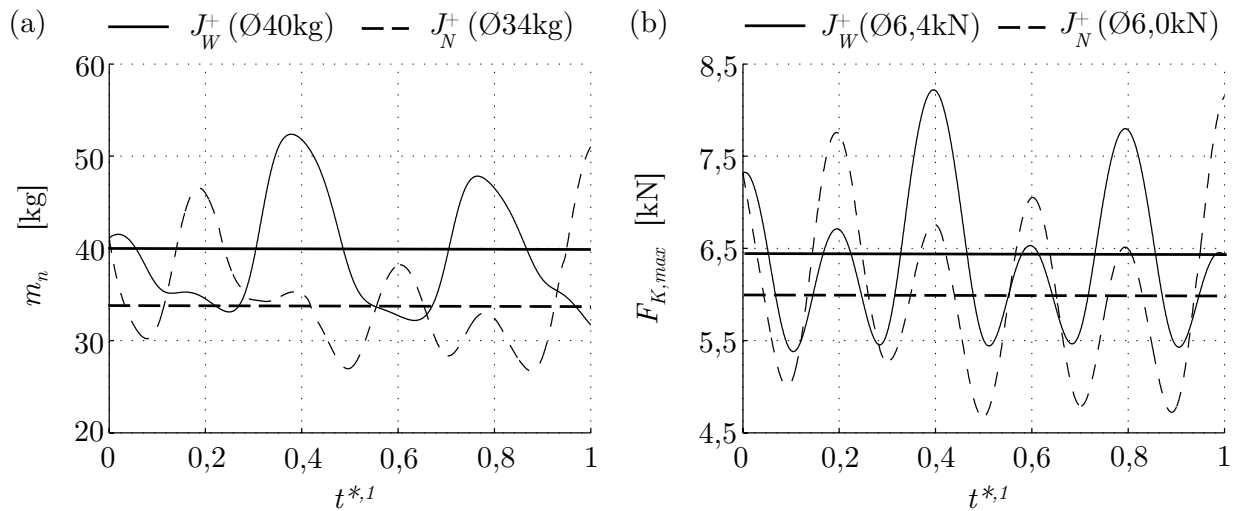


Bild 4.3: Reduzierung der effektiven Kollisionsmasse  $m_\eta$  und -kraft  $F_{K,max}$  durch Nullraumprojektion  $J_N^+$  am Beispiel der Referenztrajektorie  $\mathbf{p}_{ref}$

**Entwurfstechnische Maßnahmen:** In Kapitel 1.2.2 wurden Entwurfsmodifikationen zur Reduzierung des Gefahrenpotenzials vorgestellt. Dazu zählt die Ummantelung der Roboterstruktur mit einer nachgiebigen Schutzhülle, die reibungsarme Gestaltung der Oberfläche des Roboters mit möglichst großen Kantenradien, der Leichtbau zur Massenreduzierung und die Implementierung inhärenter Nachgiebigkeiten in der Roboterstruktur und/oder den Antrieben mit dem Ziel der Massenentkoppelung, vgl. Bild 1.11 (b).

Eine geeignete Oberflächengestaltung des Roboters sei vorausgesetzt. Bedingt durch die Leichtbauweise des Roboters kann dessen Eigenmasse nicht signifikant reduziert werden.

Eine sinnvolle Maßnahme ist die Ummantelung der Roboterstruktur mit einer nachgiebigen Schutzhülle, welche zum einen die Kontaktkraft reduziert und zum anderen den Kontakt detektieren kann, um geeignete steuerungstechnische Maßnahmen einzuleiten (z.B. Notstopp). Da der Endeffektor des Roboters mit seinem Werkstück/Werkzeug frei zugänglich bleiben muss, kann dieser nicht umhüllt werden. Eine praktikable Lösung für die vorliegende Roboterstruktur ist daher die Ummantelung der einzelnen Robotermodule mit einer Schutzhülle, und die Entkoppelung der Endeffektor-Plattform von der darunter liegenden Roboterstruktur durch Elemente passiver variabler Nachgiebigkeit, siehe Bild 4.4.

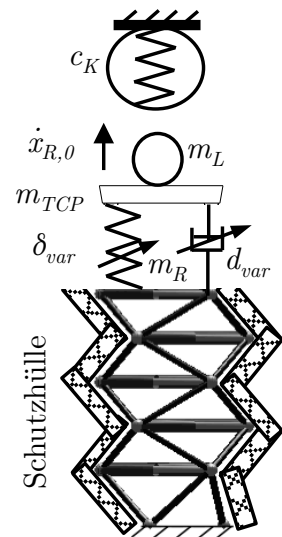


Bild 4.4: Sicherheitskonzept

Um den Effekt der Massenentkoppelung mit einer passiven variablen Nachgiebigkeit zu bewerten, wurde die auftretende Kontaktkraft  $F_K$  bei einer Endeffektor-Geschwindigkeit von  $\dot{x}_{R,0} = 1$  m/s in Abhängigkeit der Lastmasse  $m_L = 0 \dots 50$  kg und einer variablen Nachgiebigkeit von  $\delta_{var} = 10^{-1 \dots -5}$  m/N berechnet, siehe Bild 4.5 (a). Die Antriebskräfte des Roboters wirken dabei nach Eintritt der Kollision nicht weiter. Die Berechnungen stützen sich auf ein dynamisches Kollisionsmodell, was mit dem folgenden Differenzialgleichungssystem beschrieben werden kann:

$$\begin{bmatrix} m_R & 0 \\ 0 & m_{TCP} + m_L \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \ddot{x}_R \\ \ddot{x}_K \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} d_{var} & -d_{var} \\ -d_{var} & d_{var} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{x}_R \\ \dot{x}_K \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \delta_{var}^{-1} & -\delta_{var}^{-1} \\ -\delta_{var}^{-1} & \delta_{var}^{-1} + c_K \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_R \\ x_K \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (4.18)$$

Die Kontaktkraft nimmt mit zunehmender Nachgiebigkeit ab, da die Robotermaße  $m_R$  dadurch entkoppelt wird. In einigen Bereichen tritt allerdings eine Resonanzüberhöhung auf, mit der Folge, dass der Sekundäraufprall stärker ausfällt als der Primäraufprall, siehe Bild 4.5 (b). Um diesen Effekt zu unterbinden, ist neben der variablen Nachgiebigkeit auch eine parallel geschaltete variable Dämpfung notwendig, die in Abhängigkeit der Nachgiebigkeit eingestellt werden muss, um dem schwingungsfähigen System Energie zu entziehen. Der exakte Wert der Nachgiebigkeit und Dämpfung  $d_{var} = f(\delta_{var}(v_{R,0}))$  hängt, neben der Lastmasse, von der Bewegungsgeschwindigkeit des Roboters ab.

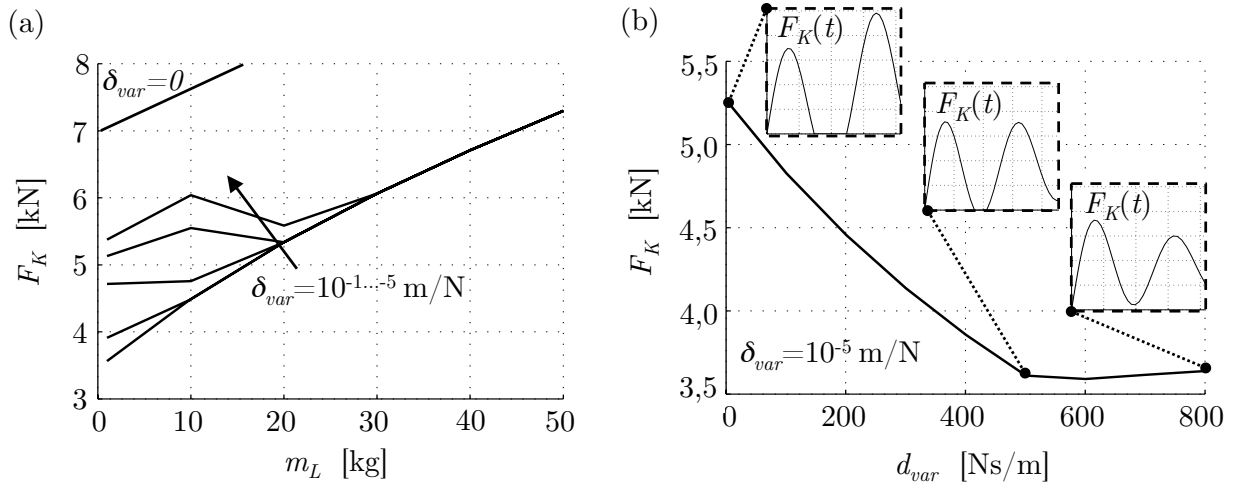


Bild 4.5: (a) Kontaktkraftreduzierung durch Massenentkoppelung mit variabler Nachgiebigkeit und (b) Einfluss der Dämpfung bei  $\delta_{var} = 10^{-5}$  m/N

### 4.1.3 Implementierung passiver variabler Nachgiebigkeit

Wie in Kapitel 1.2.3 und 4.1.2 beschrieben, kann durch die Implementierung passiver Nachgiebigkeiten in den Antrieben und/oder der Struktur die Zykluseffizienz, Dynamik und das Gefahrenpotenzial des Roboters positiv beeinflusst werden.

Die vorliegende Roboterstruktur besteht aus drei unterschiedlichen Elementtypen: den Gelenken, den passiven Stäben und den aktiven Stäben (Aktuatoren). Prinzipiell stehen damit drei Implementierungsmöglichkeiten zur Verfügung.

Da der gemeinsame virtuelle Drehpunkt aller Stäbe eines Gelenkknotens für die Kinematik und die Belastbarkeit des Roboters entscheidend ist, dürfen sich die Gelenke nicht verformen. Dies erfordert eine möglichst hohe Gelenksteifigkeit und schließt damit Nachgiebigkeiten in diesem Strukturelementtyp aus. Das Gleiche gilt für die passiven Stäbe, welche als steife Hydraulikrohrleitungen ausgelegt sind, um die Vorteile der strukturinternen Energieversorgung zu nutzen. Die einzige Möglichkeit zur Implementierung der passiven variablen Nachgiebigkeit sind demnach die aktiven Stäbe der Struktur, siehe Kapitel 2.3.4. Die Implementierung muss die folgenden Anforderungen erfüllen:

(A) *Passive einstellbare Nachgiebigkeit:* Um die Massen des Roboters mechanisch zu entkoppeln, muss die Implementierung der Nachgiebigkeit auf Strukturebene erfolgen (inhärente Nachgiebigkeit). Eine regelungstechnische Realisierung ist, bedingt durch deren zeitverzögerte Wirkung, ausgeschlossen. Der Wert der Nachgiebigkeit muss, aus den in Kapitel 4.1.2 genannten Gründen, einstellbar sein.

(B) *Möglichkeit der Energiespeicherung:* Die in den Nachgiebigkeiten aufgenommene Energie muss speicherbar sein und gezielt freigesetzt werden können. Dadurch kann beispielsweise fehlende Antriebsleistung kompensiert und die Antriebsdynamik verbessert werden. Durch die Möglichkeit der Energierückgewinnung kann außerdem die Zykluseffizienz des Roboters verbessert werden.

(C) *Einstellbare Dämpfung:* Zur Reduzierung der Intensität von Sekundärkollisionen ist eine in Abhängigkeit der Nachgiebigkeit einstellbare Dämpfung erforderlich, vgl. Kapitel 4.1.2.

(D) *Baulänge des Antriebs:* Die Implementierung der passiven variablen Nachgiebigkeit darf die Baulänge des Antriebs nicht vergrößern, da dies das Längenverhältnis  $k$  und demzufolge die Beweglichkeit der Roboterstruktur einschränken würde, vgl. Bild 2.2.

**Einschränkungen:** Bedingt durch das hohe Kompressionsmodul des Druckmediums Öl von  $K_{\text{Öl}} \approx 1,2 \cdot 10^9 \text{ N/m}^2$  sind hydraulische Antriebe sehr steif. Die Steifigkeit einer Ölsäule berechnet sich in Abhängigkeit der Wirkfläche  $A$  und des Ölvolumens  $V$  mit:  $c_{\text{Öl}} = A^2 \cdot \frac{K_{\text{Öl}}}{V}$ . Im Bild 4.6 (a) ist die Gesamtsteifigkeit  $c_{\text{ges}}$  des hydraulischen Roboterantriebs als Summe der Einzelsteifigkeiten der kolbenstangenseitigen Ölsäule  $c_{\text{Öl,KS}}$  und der kolbenseitigen Ölsäule  $c_{\text{Öl,K}}$  über der Kolbenstangenposition  $q$  dargestellt. Die hohe Gesamtsteifigkeit des Antriebs von bis zu  $c_{\text{Öl,ges}} = 4 \cdot 10^7 \text{ N/m}$  kann nur geringfügig durch eine Druck- und Temperaturänderung beeinflusst werden [193].

Eine deutliche Herabsenkung des Kompressionsmoduls kann durch die Beimengung von Luft über der Luftlöslichkeitsgrenze des Öls erreicht werden. Diese freie Luft ist i.d.R. inhomogen im Druckmedium verteilt und führt zu Kavitation und damit zu Verschleiß in den Ventilen und der Pumpe. Eine weitere Möglichkeit ist der Einsatz magnetorheologischer Flüssigkeiten als Druckmedium. Die Möglichkeit erlaubt allerdings eine nur sehr begrenzte und technisch aufwändige Veränderung des Kompressionsmoduls bzw. der Steifigkeit [194] über das Einwirken eines Magnetfeldes auf das Druckmedium. Durch die Metallpartikel im Öl fehlt es zudem bislang an einer geeigneten Ventiltechnik zur Steuerung magnetorheologischer Antriebe.

Aus diesen Gründen muss eine Lösung außerhalb der Druckflüssigkeit gefunden werden. Die serielle Anordnung eines nachgiebigen Elementes, beispielsweise an der Kolbenstange des Hydraulikzylinders [127] ist, bedingt durch eine Verschlechterung des Längenverhältnisses  $k$  ausgeschlossen.

Der Lösungsraum für die Implementierung der Nachgiebigkeit ist durch die o.g. Anforderungen und Einschränkungen bereits stark verkleinert. Gleiches gilt für die Möglichkeiten der Energiespeicherung. So sehen beispielsweise hydromechanische Konzepte zur Energiespeicherung vor, überschüssige Energie in Schwungrädern zu speichern [195, 196]. Die hydraulische Energie wird über einen Hydromotor in rotatorische Energie gewandelt und, meist über ein zusätzliches Getriebe, auf ein Schwungrad übertragen. Durch die hohe Eigenmasse der notwendigen Komponenten würde das Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis des Roboters negativ beeinflusst werden.

Bei hydroelektrischen Konzepten wird die überschüssige Energie über einen am Hydromotor angeschlossenen Generator in elektrische Energie gewandelt und in Batterien oder Superkondensatoren gespeichert [197, 198, 199, 200] bzw. bei Bedarf ins elektrische Versorgungsnetz zurückgespeist [201].

Durch die Speicherung der Energie außerhalb der fluidmechanischen Domäne eint beide Konzepte ein hoher Bedarf an zusätzlichen Komponenten (Hydromotor, Getriebe, Generator, etc.) und deren Umwandlungsverlusten. Zur Energiespeicherung in hydraulischen Systemen wird deshalb häufig auf sogenannte Druckspeicher zurückgegriffen [202, 203].



**Lösungsansatz:** Im Gegensatz zu hydraulischen Antrieben weisen pneumatische Antriebe durch die hohe Kompressibilität des Antriebsmediums Luft eine vergleichsweise geringe Steifigkeit auf, siehe Bild 4.6 (b). Die Steifigkeit einer Luftsäule hängt neben der Wirkfläche  $A$  und dem Polytropenkoeffizienten  $n$  sehr stark von den Druck- und Volumenverhältnissen im Verdrängerraum ab:  $c_L = n \cdot A^2 \cdot \frac{p}{V}$ . Durch die über Druck- und Volumenänderung einstellbare inhärente Nachgiebigkeit und die Möglichkeit der Energiespeicherung erfüllen pneumatische Antriebe die wesentlichen eingangs gestellten Anforderungen. Aufgrund der geringen Leistungsdichte und Dynamik ist diese Antriebstechnologie allerdings zur Aktuierung des Roboters ungeeignet, vgl. Kapitel 2.1.

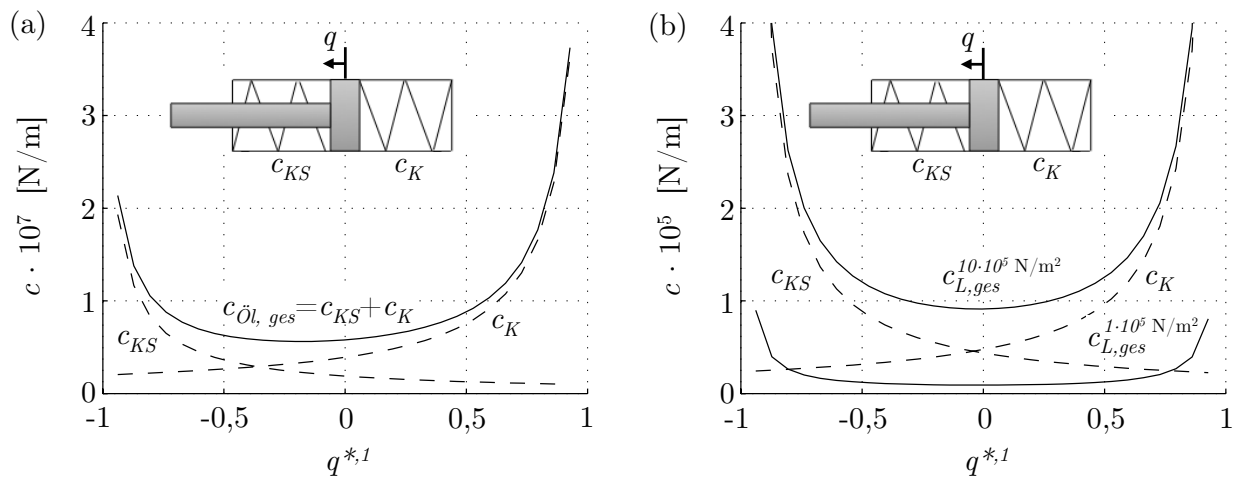


Bild 4.6: Hubabhängige Steifigkeit des (a) hydraulischen und des (b) pneumatischen Antriebs

Um die Vorteile der pneumatischen Antriebstechnologie dennoch zu nutzen, muss der hydraulische Antrieb in geeigneter Weise zu einem hydropneumatischen Antrieb erweitert werden. Das Ziel ist es, beide Steifigkeitsbereiche nutzbar zu machen und Energie in dem pneumatischen Teilsystem des Antriebs speichern zu können.

Dabei ist es aus o.g. Gründen wichtig, dass beide Antriebsmedien physisch voneinander getrennt sind. In hydropneumatischen Systemen ist das Hydrauliksystem meist mit Druckspeichern verbunden, wobei sich die Ölsäule gegen ein, mit einer Membran oder Kolben getrenntes Luftvolumen, abstützt. In Bild 4.7 sind die serienmäßig erhältlichen Membran-, Blasen-, Schlauch- und Kolbenspeicher dargestellt, wobei die Bezeichnung der Speicher Aufschluss darüber gibt, welche Elemente jeweils zur Trennung der Öl- und Gasseite verwendet werden. Durch den hohen hydraulikseitigen Systemdruck ist der Ladedruck der Speicher mit bis zu mehreren Hundert bar sehr hoch. Die aktive Beeinflussung des Volumens  $V_0$  und des Drucks  $p_0$  im Betrieb der Speicher ist nicht möglich. Dadurch ist die Steifigkeitskennlinie der Speicher fest definiert und kann nur durch eine Temperaturänderung mit einer relativ großen Zeitkonstante in einem begrenzten Bereich variiert werden.

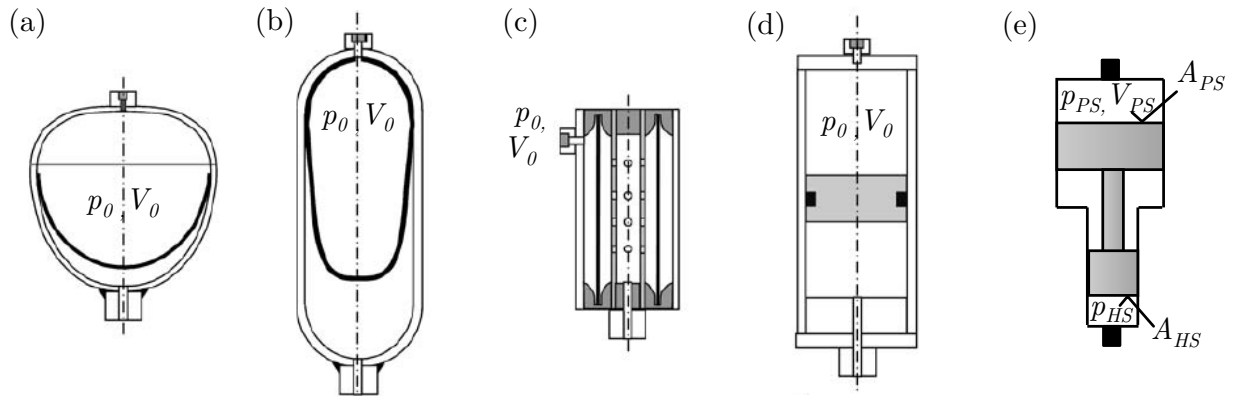


Bild 4.7: Speicherarten: (a) Membran-, (b) Blasen-, (c) Schlauch- und (d) Kolbenspeicher [204]; (e) Druckübersetzer

Eine weitere Möglichkeit der Trennung der Medien Öl und Luft ist der sogenannte hydro-pneumatische Druckübersetzer, siehe Bild 4.7 (e). Dieser zählt nicht zu den Speicherarten, sondern dient vorrangig dazu, in Anlagen ohne hydraulische Energieversorgung mittels Druckluft einen Öldruck aufzubauen. Die Druckverstärkung ist vom Verhältnis der Flächen auf der Hydraulikseite  $A_{HS}$  und der Pneumatikseite  $A_{PS}$  abhängig:  $\frac{p_{HS}}{p_{PS}} = \frac{A_{PS}}{A_{HS}}$ .

Werden beide Verdrängerräume des hydraulischen Antriebs mit je einem Druckübersetzer verbunden, kann in Abhängigkeit des pneumatikseitigen Drucks  $p_{PS,DA/DB}$  und Volumens  $V_{PS,DA/DB}$  die Kraft-Weg-Kennlinie und somit die Steifigkeit bzw. Nachgiebigkeit des Antriebs aktiv beeinflusst werden, siehe Bild 4.8. Die Position  $q = 0$  bezeichnet die Gleichgewichtsposition des Systems.

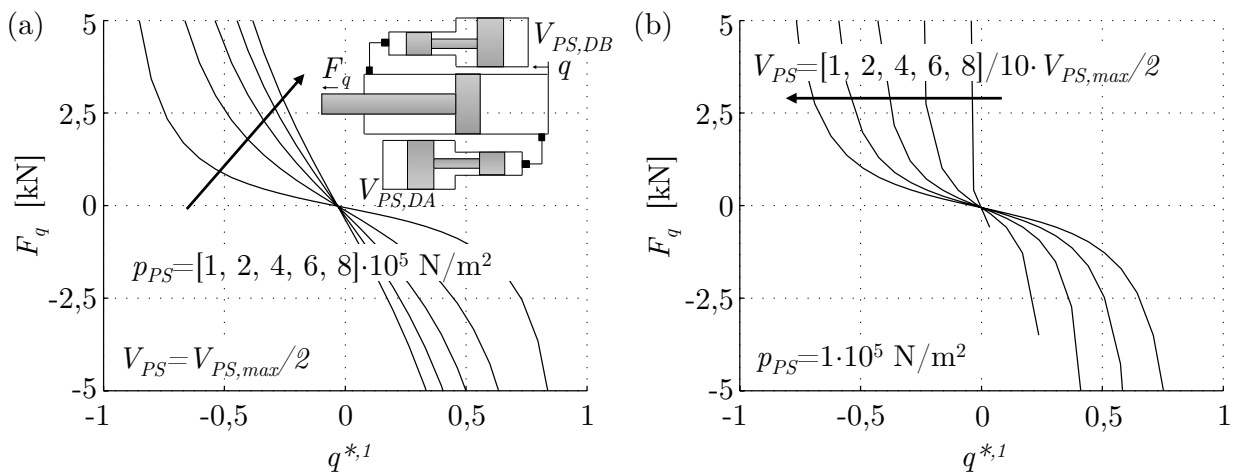


Bild 4.8: Kraft-Weg-Verläufe bei: (a) konstantem Volumen und verschiedenen Ladedrücken, (b) konstantem Druck und verschiedenen Pneumatikvolumen

**Dimensionierung der Druckübersetzer:** Um Strömungswiderstände in den Verbindungsleitungen zu reduzieren, sollten die Druckübersetzer so nah wie möglich am Antrieb angeordnet sein. Zudem reduziert eine achsparallele Anordnung den notwendigen Bauraum, siehe Bild 4.8 (a). Um Kollisionen mit den Gelenken und passiven Stäben der Struktur zu vermeiden, darf die Baulänge der Druckübersetzer die Länge des Hydraulikzylinders nicht überschreiten. Dies begrenzt den Hub der Druckübersetzer auf den halben Antriebshub – es gilt:  $h_{DÜ} = \frac{1}{2} \cdot q_{max}$ . Damit der hydraulische Antrieb in seinem gesamten Hubbereich über den Druckübersetzer aktuiert werden kann, muss dessen hydraulikseitiges Verdrängervolumen  $V_{HS,max}$  gleich dem Maximalvolumen des angeschlossenen Verdrängerraums  $V_{VR,max}$  des hydraulischen Antriebs entsprechen. Damit gilt:  $h_{DÜ} \cdot A_{HS} = q_{max} \cdot A_{VR}$ . Die hydraulikseitige Wirkfläche des Druckübersetzers muss demnach mindestens die doppelte Wirkfläche des Verdrängerraums aufweisen:  $A_{HS} \geq 2 \cdot A_{VR}$ .

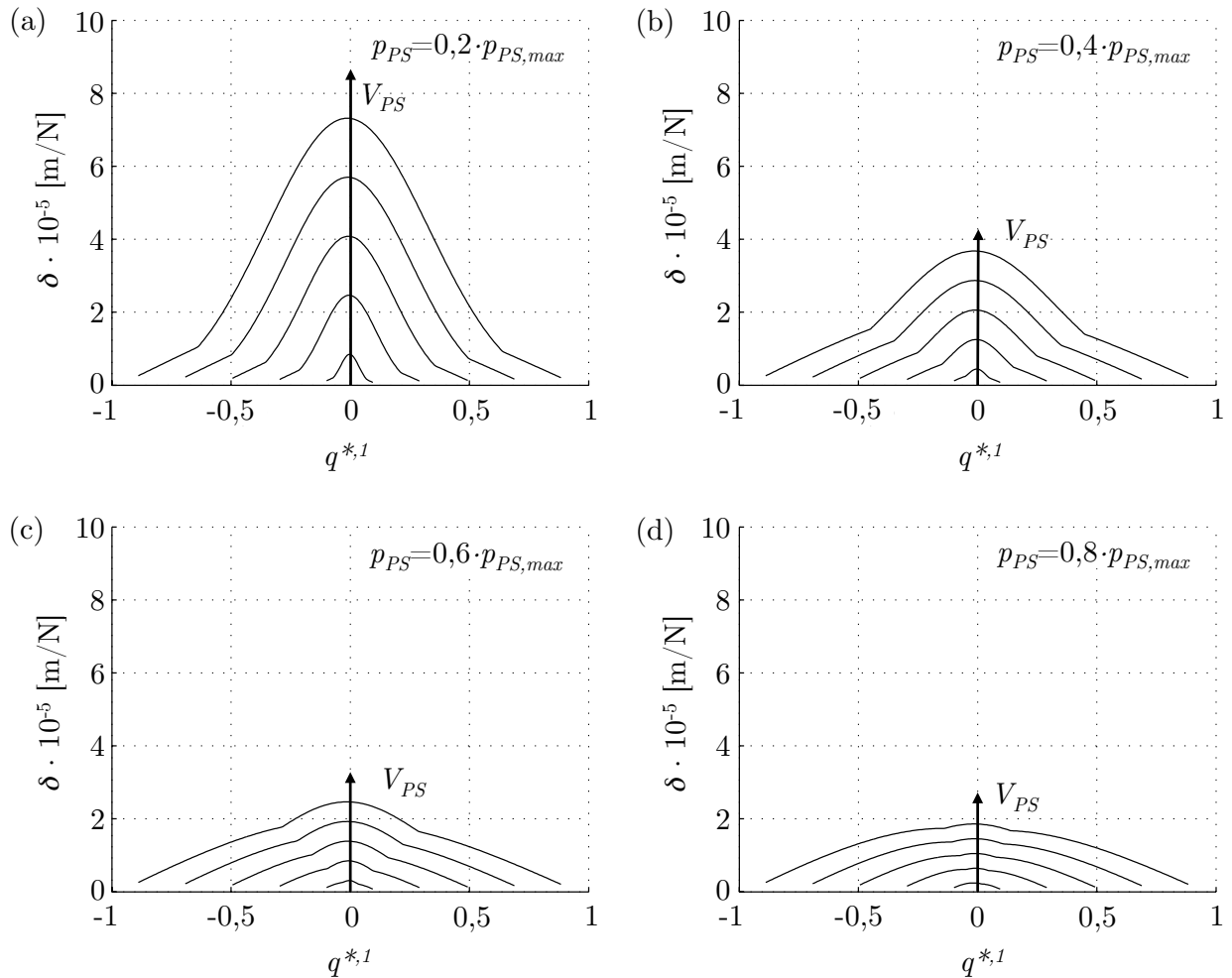


Bild 4.9: Variation der Nachgiebigkeit bei verschiedenen pneumatikseitigen Ladedrücken  $p_{PS}$  in Abhängigkeit des pneumatikseitigen Volumens  $V_{PS}$

Der maximale Pneumatikdruck  $p_{PS,max} = p_{S,pn}$  muss des Weiteren hydraulikseitig den Maximaldruck des Hydrauliksystems erzeugen können. Der maximale ölseitige Druck ist durch den Systemdruck des Hydraulikaggregats  $p_{HS,max} = p_S$  definiert. Der maximale pneumatikseitige Druck ist durch das Pneumatikaggregat mit  $p_{PS,max}$  begrenzt. Daraus ergibt sich ein notwendiges minimales Flächenverhältnis von  $k_A = \frac{A_{PS}}{A_{HS}} = \frac{p_{HS,max}}{p_{PS,max}}$ . Mit diesen Zusammenhängen sind alle konstruktiven Parameter des Druckübersetzers bestimmt. Die berechneten Wirkflächen des Druckübersetzers sind Minimalgrößen und können in Abhängigkeit des zur Verfügung stehenden Bauraums unter Berücksichtigung des Flächenverhältnisses  $k_A$  vergrößert werden.

Die Nachgiebigkeit  $\delta$  des hydropneumatischen Antriebs kann mit den Kehrwerten der Einzelsteifigkeiten ( $\delta = \frac{1}{c}$ ) der Öl- und Luftvolumen im System berechnet werden. Die Gesamtnachgiebigkeit des Antriebs berechnet sich mit  $\delta = \left( \frac{\delta_{HS,1} \cdot \delta_{PS,1}}{\delta_{HS,1} + \delta_{PS,1}} + \frac{\delta_{HS,2} \cdot \delta_{PS,2}}{\delta_{HS,2} + \delta_{PS,2}} \right)^{-1}$  und wurde für gleiche Zustände der Druckübersetzer in Abhängigkeit des Pneumatikdrucks  $p_{PS,DA/DB} = p_{PS}$  und -volumens  $V_{PS,DA/DB} = V_{PS}$  als Funktion der Kolbenstangenposition  $q$  in Bild 4.9 dargestellt. Die beiden Freiheitsgrade Druck und Volumen lassen eine große Bandbreite und eine stufenlose Nachgiebigkeitseinstellung zu.

**Gesamtsystem:** Der in Bild 4.10 dargestellte Entwurf des Gesamtsystems ermöglicht alle eingangs gestellten Anforderungen und Funktionen: (A) *Passive einstellbare Nachgiebigkeit:* Durch die Verbindung der hydropneumatischen Druckübersetzer an die Verdrängerräume des Hydraulikzylinders ist das System inhärent nachgiebig. Die Einstellung der Nachgiebigkeit erfolgt durch die zwei Freiheitsgrade Ladedruck und Volumen auf der Pneumatikseite der Druckübersetzer. Der Ladedruck wird mit den Druckregelventilen (1,2) eingestellt. Die Einstellung des pneumatikseitigen Volumens erfolgt ebenso mit diesen Ventilen in Zusammenspiel mit den Hydraulikventilen (3,4,5,6), welche durch einen ölseitigen zu- oder abfließenden Volumenstrom die Position des Druckübersetzerkolbens verändern können. (B) *Möglichkeit der Energiespeicherung:* Die Druckübersetzer sind über je ein 2/2 Proportional-Wegeventil (7,8) mit den Verdrängerräumen des Hydraulikzylinders verbunden. Mit diesen Ventilen können die Druckübersetzer vollständig vom Antrieb getrennt werden, um Energie in der Pneumatikseite zu speichern und gezielt freizusetzen. Die in den Druckübersetzern gespeicherte Energie kann über das Ventil (9) in den jeweils anderen Druckübersetzer umgeleitet werden. Die Entladung der Druckübersetzer kann hydraulikseitig über die Ventile (3,4) oder pneumatikseitig über die Druckregelventile (1,2) erfolgen. (C) *Einstellbare Dämpfung:* Die Dämpfung des Antriebs kann über ein Kurzschlussventil (10) in Abhängigkeit des Öffnungsquerschnitts stufenlos eingestellt werden. (D) *Baulänge des Antriebs:* Durch die vorgestellte parallele Implementierung wird die Baulänge des Antriebs nicht verändert.



## 4.2 Maßnahme zur Erhöhung der Zykluseffizienz

Die Verteilung der hydraulischen Energie in den Roboterantrieben erfolgt über ein 4/3-Wegeventil, siehe Bild 4.10. Der Einsatz dieses Ventiltyps ist die Standardlösung zur Bewegungssteuerung doppeltwirkender Hydraulikzylinder. Allerdings sind damit die folgenden Eigenschaften (A, B) und Funktionseinschränkungen (C, D, E) verbunden, welche sich negativ auf die Zykluseffizienz des Roboters auswirken:

(A) *Druckverluste*: Über die vier Steuerkanten des Ventils werden die beiden Verdrängerräume des Hydraulikzylinders jeweils paarweise mit der Druckversorgung und dem Tank verbunden. Durch die mechanische Verbindung dieser vier Steuerkanten über den Ventilschieber ist es möglich, den Antrieb mit nur einem Stellglied/-signal zu steuern. Dieser Vorteil wird allerdings mit hohen Druckverlusten erkaufte, welche die Energieeffizienz des Antriebs reduzieren. So treten bei einer gerichteten Hubbewegung Druckverluste über der Zulauf-Steuerkante des Ventils und gleichzeitig auch Druckverluste über der Ablauf-Steuerkante des Ventils auf. Die ablaufseitige Drosselung führt zu unnötigen Energieverlusten und zu einer, durch den Druckaufbau im ablaufseitigen Verdrängerraum bedingten, der Bewegungsrichtung entgegengerichteten Kraft.

(B) *Volumenstromverluste*: Bei einer gerichteten Bewegung des Antriebs fließt Volumenstrom von der Pumpe über das Ventil in einen Verdrängerraum. Aus dem anderen Verdrängerraum des Antriebs fließt Volumenstrom über das Ventil zurück zum Tank. Eine regenerative Nutzung des verdrängten Volumenstroms durch die Verbindung beider Verdrängerräume mit der Druckleitung ist nicht möglich, vgl. Bild 4.11 (a).

(C) *Kein Null-Energie-Halt*: Der Ventilschieber des Ventils befindet sich zu dessen Führung in einer Schieberhülse. Durch die zur Bewegung erforderlichen Toleranzen zwischen Ventilschieber und Ventilschieberhülse ist ein Leckagevolumenstrom zwischen den Druckanschlüssen des Ventils unvermeidbar. Um den Roboter dauerhaft in einer festgelegten Position zu halten, muss der Leckagevolumenstrom durch das Stellglied ausgeglichen werden.

(D) *Keine Null-Energie-Bewegung*: Eine gleichzeitige Verbindung beider Verdrängerräume mit dem Tank ist nicht möglich. Die Roboterstruktur kann sich damit nicht durch ihr Eigengewicht oder äußere Lasten ohne Zufuhr hydraulischer Energie bewegen, siehe Bild 4.11 (c).

(E) *Keine Energie-Rekuperation*: Durch äußere Lasten druckbeaufschlagte Verdrängerräume können nicht mit der Druckleitung verbunden werden, um andere Verbraucher zu versorgen und um dadurch als Pumpe zu fungieren, siehe Bild 4.11 (b, d).

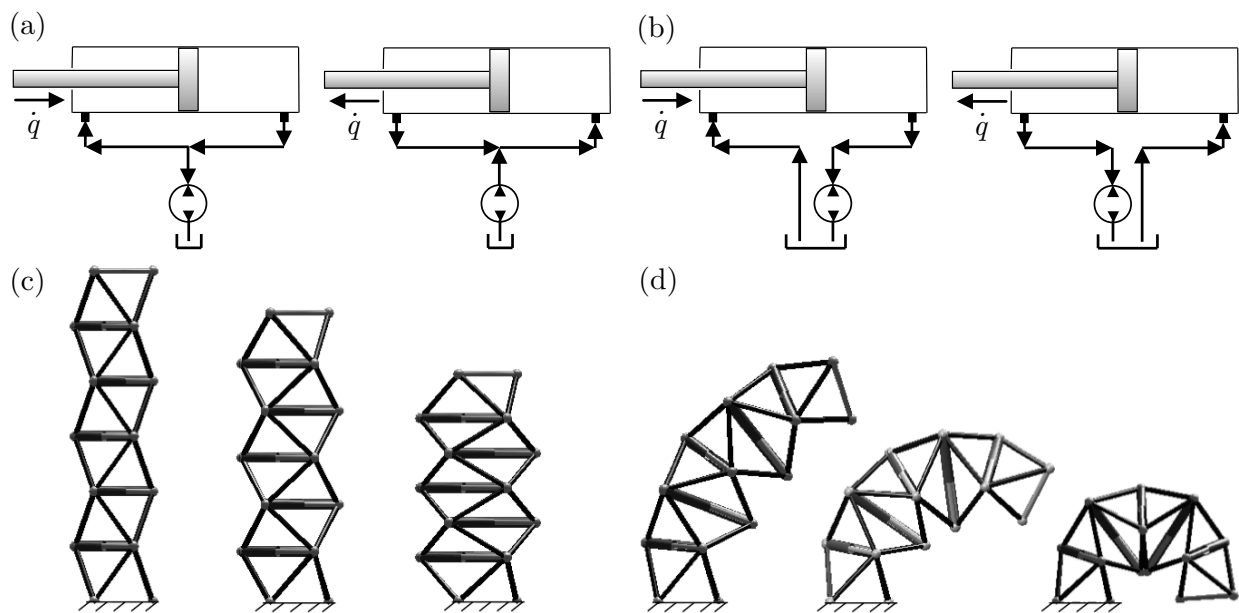


Bild 4.11: (a) Energie-Regeneration und (b) -Rekuperation für positive und negative Bewegungsrichtungen nach [205], Darstellung einer Null-Energie-Bewegung (c) und eines Bewegungsablaufs mit der Möglichkeit zur Energie-Rekuperation (d)

Durch die hohe Anzahl an Antrieben in der hyper-redundanten Roboterstruktur hat die Energieeffizienz der Antriebe einen entscheidenden Einfluss auf die Zykluseffizienz des Roboters. Hydraulische Antriebe haben, bedingt durch die hohen Druckverluste, einen vergleichsweise schlechten Wirkungsgrad. Mit der Ventilmodifikation müssen daher die Druckverluste des Antriebs reduziert werden. Zudem müssen die Funktionalitäten der Energie-Regeneration/-Rekuperation und Null-Energie-Halt/-Bewegung realisierbar sein.

**Lösungsansatz:** Es existieren verschiedene Konzepte zur Verbesserung der Energieeffizienz hydraulischer Antriebe. Um die Druckverluste über den Ventilen zu beseitigen, ist beispielsweise der komplette Verzicht auf Ventile möglich. Der Hydraulikzylinder wird direkt mit einer drehzahlgeregelten Pumpe als geschlossenes System verbunden. Dies hat den entscheidenden Nachteil, dass pro Hydraulikzylinder eine E-Motor-Pumpen-Einheit installiert werden muss, was die Eigenmasse des Roboters signifikant erhöhen würde. Da dies im Widerspruch mit den Zielsetzungen der Arbeit steht, scheidet dieser Lösungsansatz aus.

Das Konzept der *aufgelösten Steuerkanten* sieht vor, die mechanische Verbindung der einzelnen Steuerkanten über den Ventilschieber zu trennen und jede Steuerkante mit einem separaten Stellglied auszustatten. Die Druckbeaufschlagung der Verdrängerräume des Antriebs kann dadurch unabhängig voneinander erfolgen. So kann beispielsweise der eingangs erwähnte ablaufseitige Druckverlust durch ein vollständiges Öffnen der Steuerkante zwischen Verdrängerraum und Tank reduziert und gleichzeitig die Bewegungsdynamik erhöht werden.

Die unabhängige Einstellung des Drucks eröffnet des Weiteren mehr Freiheitsgrade für eine bessere Regelung. Funktionen wie beispielsweise die Druckkompensation und die Steuerkantenüberdeckungen können in die Software ausgelagert werden. Dies erhöht die Flexibilität des Systems und reduziert die Fertigungskosten durch eine einfachere konstruktive Ventilgestaltung.

Mit dem Konzept der *aufgelösten Steuerkanten* ist eine Energieeffizienzsteigerung von bis zu 25% realistisch [205]. Entsprechende Leistungsdiagramme sind im Vergleich mit anderen verdränger- und ventilgesteuerten Antriebskonzepten in der Quelle [205, 206, 207] dargestellt. Prinzipiell sind unendlich viele Anordnungsmöglichkeiten der Ventile mit unterschiedlichen Ventiltypen zwischen der Pumpe, dem Tank und den Verdrängerräumen der Verbraucher denkbar. Eine Auswahl der verbreitetsten Verschaltungsarten [208] zeigt Bild 4.12.

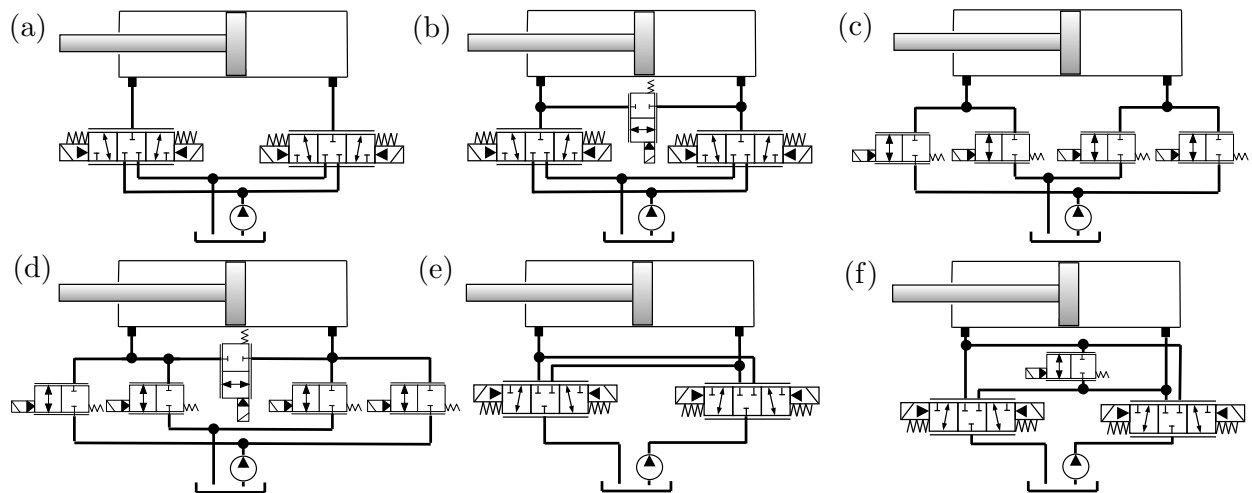


Bild 4.12: Schaltungskonzepte für Antriebe mit aufgelösten Steuerkanten: (a) 2x3/3-, (b) 2x3/3- und 1x2/2-, (c) 4x2/2-, (d) 5x2/2-, (e) 2x3/3-, (f) 2x3/3- und 1x2/2-Proportional-Wegeventilen nach [208]

Die eingangs definierten Anforderungen schränken die Auswahl der Verschaltungsarten für den Antrieb des Roboters ein. Der Null-Energie-Halt der Roboterstruktur setzt beispielsweise den Einsatz von Sitzventilen voraus, da diese Ventilart, im Gegensatz zu Wegeventilen, konstruktionsbedingt leakagefrei gefertigt werden kann. Zudem besitzt sie einen vergleichsweise einfachen konstruktiven und damit robusteren Aufbau und eine größere Unempfindlichkeit gegenüber Verschmutzungen. Konzepte mit Ventilen, die mehr als zwei Schaltstellungen vorsehen (a,b,e,f), sind mit Sitzventilen allerdings nicht zu realisieren. Des Weiteren setzt die Anforderung an die Energie-Regeneration eine direkte Verbindung beider Verdrängerräume des Antriebs voraus. Aus diesen Gründen wurde die Verschaltungsart (d) als geeignetes Ventilkonzept für den Roboterantrieb ausgewählt.



## 4.3 Untersuchung des Modifikationskonzepts

Im Kapitel 3.3 wurde ein Versuchsstand zur Untersuchung der Antriebsregelung des Roboters vorgestellt. Dieser Versuchsstand wurde erweitert, um die in diesem Kapitel vorgeschlagenen Antriebsmodifikationen experimentell zu untersuchen, siehe Bild 4.13. Die verwendeten Versuchsstandskomponenten und deren Parameter sind im Anhang A.3 aufgelistet.

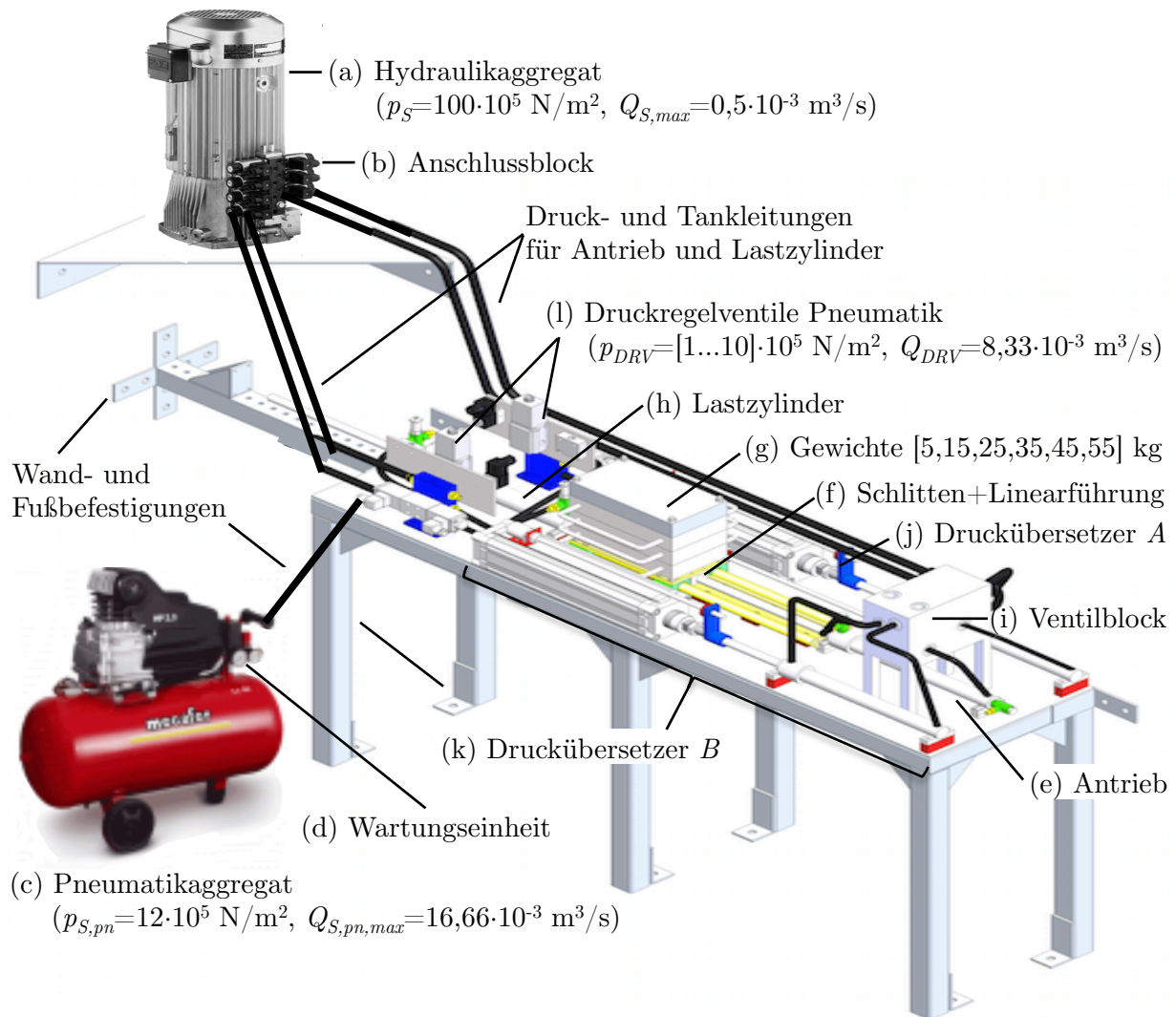


Bild 4.13: Versuchsstand zur Untersuchung des hydropneumatischen Antriebs

**Aufbau:** Das hydraulische Teilsystem wird von einem Kompakt-Hydraulikaggregat (a) mit Leistung versorgt. Im Anschlussblock (b) sind Drucksensoren zur Erfassung des Systemdrucks  $p_S$  und des Tankdrucks  $p_T$  installiert, vgl. Konstruktionszeichnung im Anhang A.3.2. Das pneumatische Teilsystem des Versuchsstands wird von einem Pneumatikaggregat (c) über eine angeschlossene Wartungseinheit (d) incl. Filter, Kondensatablass und Druckeinstellventil mit Leistung versorgt.

Die Kolbenstange des Antriebs (e) ist mit einem Schlitten (f) verbunden, auf dem Gewichte (g) zur Erzeugung unterschiedlicher Lastmassen befestigt werden können. Die Lastmasse kann in 10 kg Schritten von 5 kg auf max. 55 kg erhöht werden. Der Lastzylinder (h) ist über einen Kraftsensor ebenso mit dem Schlitten (f) verbunden und erzeugt Zug- und Druckkräfte  $F_{ex}$  in Führungsrichtung des Antriebs (e). Im Ventilblock (i) befinden sich alle Ventile des vorgeschlagenen Ventilkonzepts, die Ventile zur Ankoppelung des hydropneumatischen Teilsystems und die Sensoren zur Erfassung des Drucks in allen hydraulischen Verdrängerräumen, siehe Bild 4.14 und Konstruktionszeichnung im Anhang A.3.1. Der Druck auf der Pneumatikseite der Druckübersetzer (j,k) kann über Druckregelventile (l) eingestellt werden. Der Druck und die Temperatur in den pneumatischen Verdrängerräumen wird mit entsprechenden Sensoren erfasst, vgl. Bild 4.14. An den Kolbenstangen des Antriebs und der Druckübersetzer sind Wegmesssysteme zur Erfassung der Positionen  $q$ ,  $q_{DA}$ ,  $q_{DB}$  angebracht.

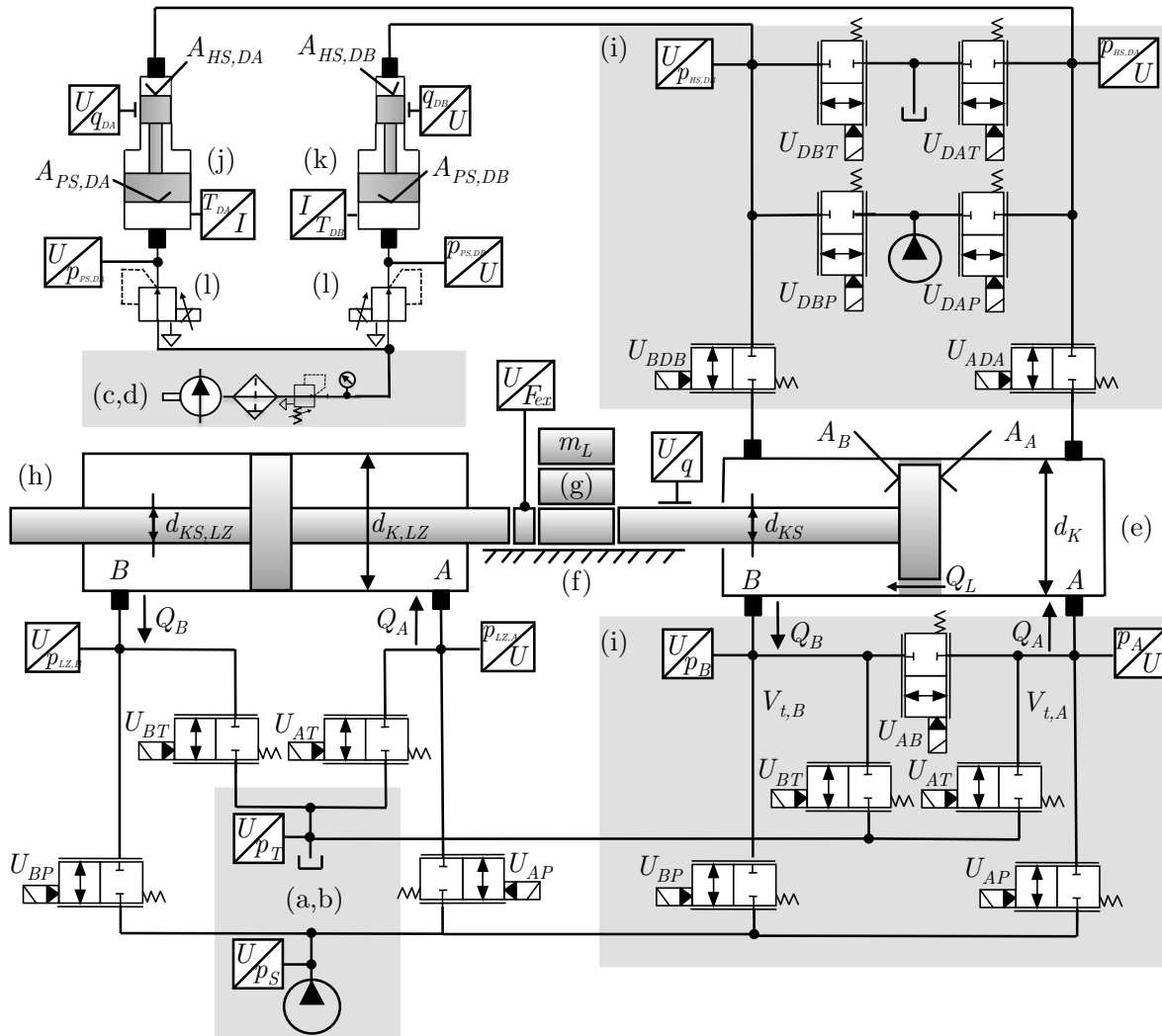


Bild 4.14: Schematische Darstellung des Versuchsstands zur Untersuchung des Antriebs

### 4.3.1 Modellbildung und Parameterfindung

(A) *Ventilmodifikation*: Die Modellbildung der Ventile erfolgt analog zur bereits im Kapitel 3.3.1 beschriebenen Vorgehensweise. Der einzige Unterschied ergibt sich durch die Ansteuerung des Hydraulikzylinders mit fünf Sitzventilen anstelle eines Wegeventils. Da die statischen und dynamischen Ventilcharakteristika gleich sind, ergibt sich lediglich ein neuer Volumenstromvektor mit fünf Eingangsgrößen, siehe Gleichung 4.19.

$$\begin{bmatrix} Q_A \\ Q_B \end{bmatrix} = \frac{K_V}{Q_{nenn}^{-1}} \begin{bmatrix} U_{AP} \tanh\left(\frac{p_S - p_A}{10^6}\right) - U_{AT} \tanh\left(\frac{p_A - p_T}{10^6}\right) - U_{AB} \tanh\left(\frac{p_A - p_B}{10^6}\right) - Q_{DA} \\ U_{BP} \tanh\left(\frac{p_S - p_B}{10^6}\right) - U_{BT} \tanh\left(\frac{p_B - p_T}{10^6}\right) + U_{AB} \tanh\left(\frac{p_A - p_B}{10^6}\right) - Q_{DB} \end{bmatrix} \quad (4.19)$$

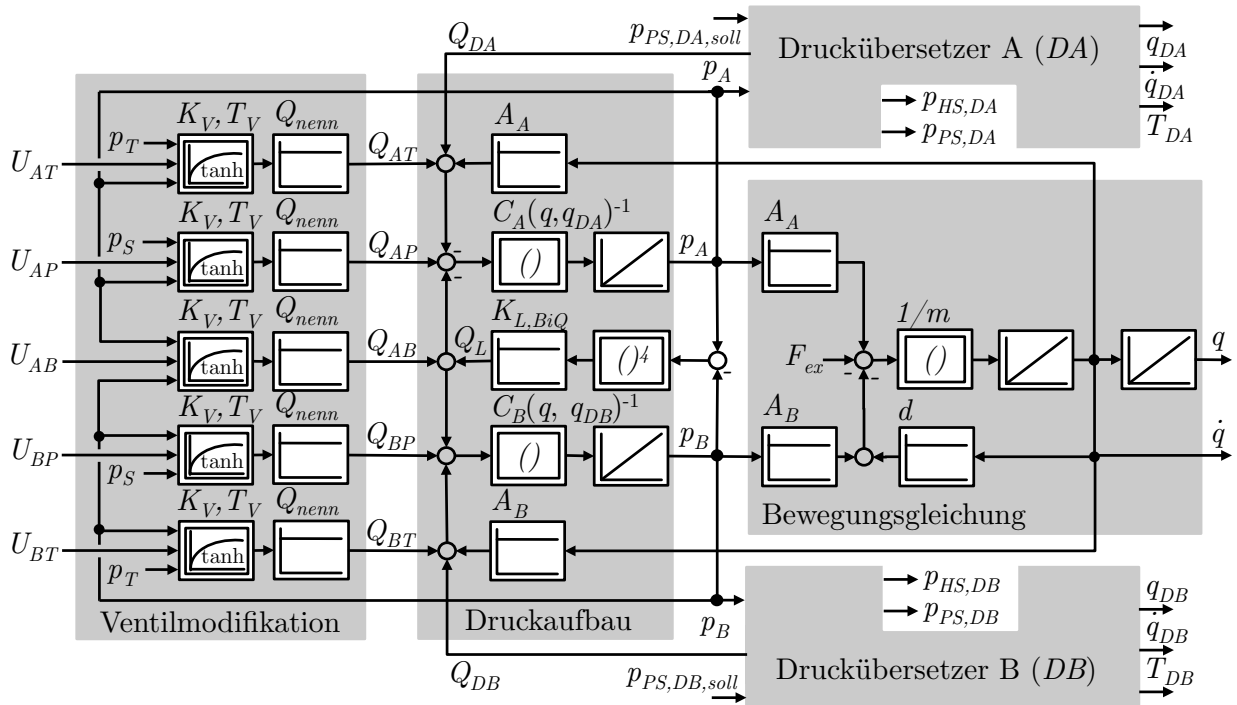


Bild 4.15: Modell des Antriebs mit aufgelösten Steuerkanten, sowie der Koppel- und Messgrößen der Druckübersetzer

(B) *Druckübersetzer*: Der Zustandsvektor aus Gleichung 3.21 muss durch die Ankoppelung der Druckübersetzer entsprechend modifiziert und erweitert werden. Die Bewegungsgleichung des Antriebs behält ihre Gültigkeit.

(B<sub>1</sub>) *Modifikation*: In der Druckaufbaugleichung muss die hydraulische Kapazität der angeschlossenen Druckübersetzer mit  $C_A(q, q_{DA}) = K_{Ol}^{-1}[A_A \cdot q + A_{HS,DA} \cdot q_{DA}]$  und  $C_B(q, q_{DB}) = K_{Ol}^{-1}[A_B(q_{max} - q) + A_{HS,DB} \cdot q_{DB}]$  sowie der in bzw. von den Druckübersetzern fließende Volumenstrom  $Q_{DA} = A_{HS,DA} \cdot \dot{q}_{DA}$  und  $Q_{DB} = A_{HS,DB} \cdot \dot{q}_{DB}$  berücksichtigt werden.

( $B_2$ ) *Erweiterung*: Da eine vollständige Trennung der Druckübersetzer vom Antrieb möglich ist, sind diese mit separaten Drucksensoren zur Erfassung der hydraulikseitigen Drücke  $p_{HS,D(A/B)}$  ausgestattet. Die pneumatikseitigen Drücke  $p_{PS,D(A/B)}$  sowie die Temperaturen der eingeschlossenen Luftvolumen  $T_{D(A/B)}$  werden ebenso mit Druck- bzw. Temperatursensoren erfasst. Mit Wegmesssystemen können die Kolbenstangenpositionen  $q_{D(A/B)}$  und -geschwindigkeiten  $\dot{q}_{D(A/B)}$  gemessen werden. Mit den genannten Sensorinformationen wird der Zustandsvektor entsprechend erweitert.

Als Grundlage der Modellbildung der Druckübersetzer dient der erste Hauptsatz der Thermodynamik, wobei  $c_p$  die spezifische Gaskonstante bei konstantem Druck und  $c_v$  die spezifische Gaskonstante bei konstantem Volumen beschreibt:

$$c_p \cdot T_{DRV} \cdot \dot{m}_{DRV} - p_{PS,D} \cdot \dot{V}_D - \dot{Q} = c_v \cdot \frac{d}{dt}(m \cdot T_D). \quad (4.20)$$

Der erste Term auf der linken Seite beschreibt die Enthalpieänderung durch den über das Druckregelventil zugeführten Massestrom  $\dot{m}_{DRV}$  der Temperatur  $T_{DRV}$ . Der zweite Term beschreibt die durch die Kolbenstangenbewegung der Druckübersetzer hervorgerufene Volumenänderungsarbeit. Der dritte Term kennzeichnet den Wärmestrom über die Systemgrenzen  $\dot{Q} = \alpha \cdot A_D \cdot (T_D - T_U)$  mit dem Wärmeleitwert  $\alpha$ , der Wärmeübergangsfläche  $A_D$ , in Abhängigkeit der Lufttemperatur im Druckübersetzer  $T_D$  und der Umgebung  $T_U$ . Die rechte Seite beschreibt die Änderung der inneren Energie des Systems, wobei das Produkt aus Masse und Temperatur mit der thermischen Zustandsgleichung idealer Gase

$$m \cdot T_D = p_{PS,D} \cdot \frac{V_D}{R_s}, \quad (4.21)$$

ersetzt werden kann. Unter Berücksichtigung der spezifischen Gaskonstante für Luft mit  $R_s \approx 287 \text{ J/(kgK)} = c_p - c_v$  [209] und dem Isentropenkoeffizienten als Verhältnis der spezifischen Wärmekapazitäten  $n = \frac{c_p}{c_v}$  erhält man die Gleichung für den pneumatikseitigen Druckaufbau im Druckübersetzer:

$$\dot{p}_{PS,D} = \frac{1}{V_D} [n \cdot R_s \cdot \dot{m}_{DRV} \cdot T_{DRV} - n \cdot p_{PS,D} \cdot \dot{V}_D - (n-1) \cdot \dot{Q}]. \quad (4.22)$$

Die Temperaturänderung des Gases berechnet sich ebenso auf Grundlage des ersten Hauptsatzes der Thermodynamik:

$$c_p \cdot T_{DRV} \cdot \dot{m}_{DRV} - p_{PS,D} \cdot \dot{V}_D - \dot{Q} = c_v (m \cdot \dot{T}_D + \dot{m} \cdot T_D). \quad (4.23)$$

Die Masse  $m$  kann mit der thermischen Zustandsgleichung 4.21 substituiert werden und führt durch Umstellen zur Temperaturänderungsgleichung:

$$\dot{T}_D = \frac{1}{V_D} [(n \cdot T_{DRV} - T_D) \frac{R_s \cdot \dot{m}_{DRV} \cdot T_D}{p_{PS,D}} - (n-1) T_D \cdot \dot{V}_D - (n-1) \frac{T_D \cdot \dot{Q}}{p_{PS,D}}]. \quad (4.24)$$

Der Zustandsvektor aus Gleichung 3.21 wurde um die Zustandsgrößen der Druckübersetzer erweitert und ist in Gleichung 4.25 dargestellt.

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} q \\ \dot{q} \\ p_A \\ p_B \\ q_{DA} \\ \dot{q}_{DA} \\ p_{PS,DA} \\ T_{DA} \\ q_{DB} \\ \dot{q}_{DB} \\ p_{PS,DB} \\ T_{DB} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{q} \\ \frac{1}{m_{KS+m_L}} (p_A \cdot A_A - p_B \cdot A_B - d \cdot \dot{q} - F_{ex}) \\ \frac{1}{C_A(q, q_{DA})} (Q_A - \dot{q} \cdot A_A - Q_L - A_{HS,DA} \cdot \dot{q}_{DA}) \\ \frac{1}{C_B(q, q_{DB})} (Q_B + \dot{q} \cdot A_B + Q_L - A_{HS,DB} \cdot \dot{q}_{DB}) \\ \dot{q}_{DA} \\ \frac{1}{m_{DA}} (p_{HS,DA} \cdot A_{HS,DA} - p_{PS,DA} \cdot A_{PS,DA} - d_{DA} \cdot \dot{q}_{DA}) \\ \frac{1}{V_{DA}} [n \cdot R_s \cdot \dot{m}_{DA} \cdot T_{DRV,DA} - n \cdot p_{PS,DA} \cdot \dot{V}_{DA} - (n-1) \dot{Q}_{DA}] \\ \frac{1}{V_{DA}} [(n \cdot T_{DRV,DA} - T_{DA}) \frac{R_s \cdot \dot{m}_{DA} \cdot T_{DRV,DA}}{p_{PS,DA}} - (n-1) (T_{DA} \cdot \dot{V}_{DA} + \frac{T_{DA} \cdot \dot{Q}_{DA}}{p_{DA}})] \\ \dot{q}_{DB} \\ \frac{1}{m_{DB}} (p_{HS,DB} \cdot A_{HS,DB} - p_{PS,DB} \cdot A_{PS,DB} - d_{DB} \cdot \dot{q}_{DB}) \\ \frac{1}{V_{DB}} [n \cdot R_s \cdot \dot{m}_{DB} \cdot T_{DRV,DB} - n \cdot p_{PS,DB} \cdot \dot{V}_{DB} - (n-1) \dot{Q}_{DB}] \\ \frac{1}{V_{DB}} [(n \cdot T_{DRV,DB} - T_{DB}) \frac{R_s \cdot \dot{m}_{DB} \cdot T_{DRV,DB}}{p_{PS,DB}} - (n-1) (T_{DB} \cdot \dot{V}_{DB} + \frac{T_{DB} \cdot \dot{Q}_{DB}}{p_{DB}})] \end{bmatrix} \quad (4.25)$$

(B<sub>3</sub>) *Modell des Druckregelventils*: Das Druckregelventil dient zur Einstellung des pneumatikseitigen Ladedrucks in den Druckübersetzern. Um den über das Druckregelventil zufließenden Massestrom  $\dot{m}_{DRV}$  und dessen Temperatur  $T_{DRV}$  zu berechnen, ist ein Modell des Druckregelventils notwendig.

In dem Ventil wird ein technischer Widerstand zwischen Druckversorgung, dem Umgebungsdruck und dem angeschlossenen Volumen so eingestellt, dass in diesem der gewünschte Druck-Sollwert  $p_{PN,D(A/B),soll}$  erreicht wird. Da technische Widerstände in Pneumatikventilen aus Kostengründen meist als scharfkantige Blende ausgeführt sind [210], kann die Gleichung

$$\dot{m}_{DRV} = \zeta \cdot C \cdot p_{S,pn} \cdot \rho_0 \cdot \sqrt{\frac{T_0}{T_{S,pn}}} \cdot \begin{cases} \sqrt{1 - \left( \frac{p_{PS,D}/p_{S,pn} - b}{1-b} \right)^2} & b \leq \frac{p_{PS,D}}{p_{S,pn}} \leq 1 \\ 1 & 0 \leq \frac{p_{PS,D}}{p_{S,pn}} \leq b \end{cases} \quad (4.26)$$

zur Berechnung des Massestroms herangezogen werden. Der Druck  $p_{S,pn}$  und die Temperatur  $T_{S,pn}$  kennzeichnen den Zustand des Gases vor der Blende. Dies entspricht dem Zustand des Gases im Speicher des Pneumatikaggregats. Der Druck  $p_{PS,D}$  entspricht dem pneumatiksei-

tigen Druck im angeschlossenen Druckübersetzer. Die Temperatur  $T_0 = 293,15$  K und die Dichte  $\rho_0 = p_0(R_s \cdot T_0)^{-1}$  geben den Normzustand des Gases an.  $C$  entspricht dem Leitwert der Blendengeometrie und  $b$  kennzeichnet das kritische Druckverhältnis. Mit  $\zeta = (t_{DRV} \cdot s + 1)^{-1}$  kann die Öffnungsdynamik des Druckregelventils mit der Zeitkonstante  $t_{DRV}$  berücksichtigt werden. Die Temperatur des einströmenden Gases berechnet sich mit:

$$T_{DRV} = T_{S,pn} \left( \frac{p_{PS,D}}{p_{S,pn}} \right)^{(1-n^{-1})}. \quad (4.27)$$

(C) *Parameterermittlung*: Das Differenzialgleichungssystem 4.25 enthält vier unbekannte Größen, die experimentell zu ermitteln sind: die mechanische Dämpfung der Druckübersetzer  $d_{DU}$ , die Zeitkonstante der Druckregelventile  $T_{DRV}$ , das kritische Druckverhältnis  $b$  des Druckregelventils und den Leitwert der Blendengeometrie  $C$ .

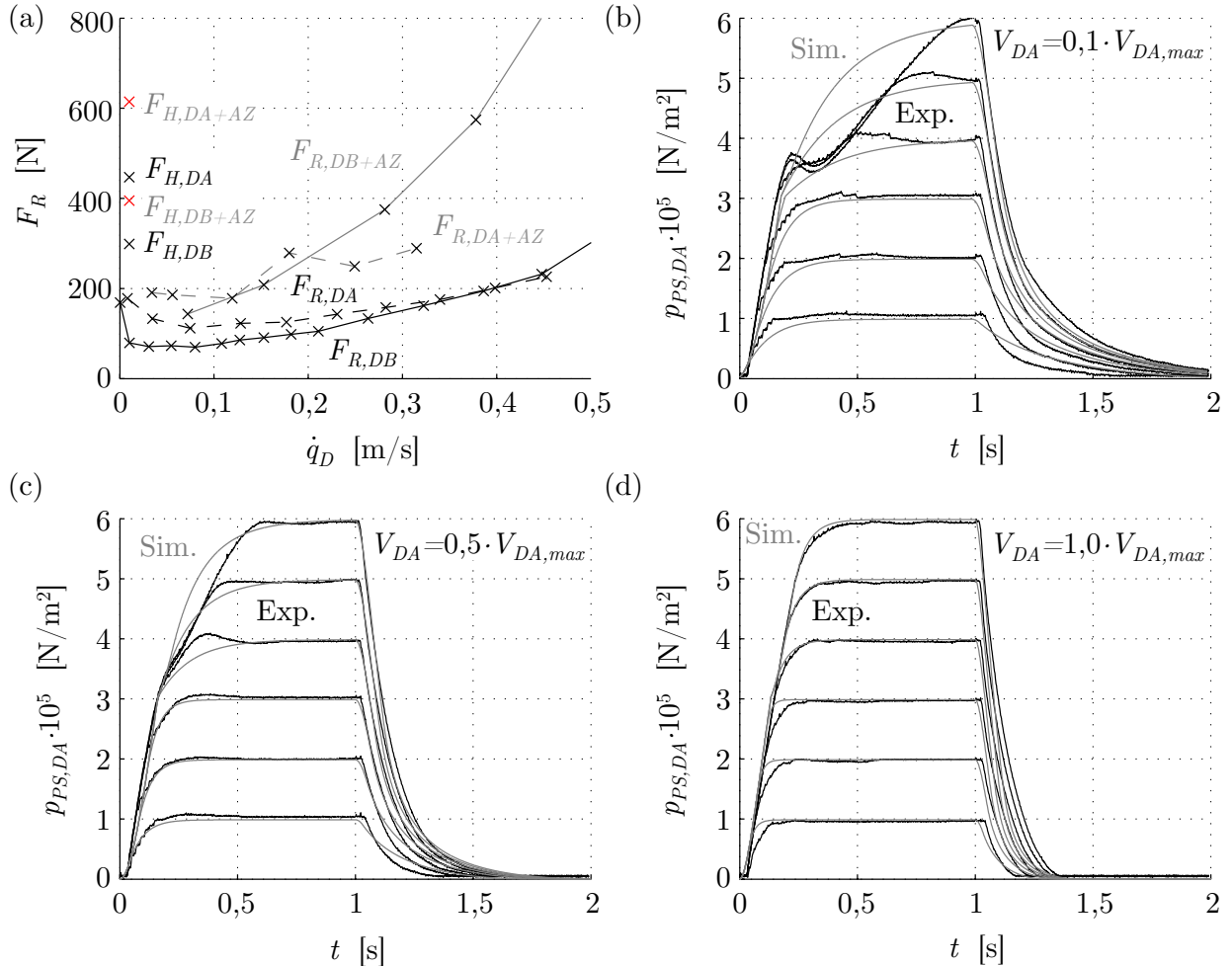


Bild 4.16: (a) experimentelle Reibwertermittlung, (b-d) Messung des Druckaufbaus und Druckabbaus im Druckübersetzer A bei unterschiedlichen Volumina zur Ermittlung des Leitwerts  $C$  und des kritischen Druckverhältnisses  $b$  der Druckregelventile

Die Ermittlung der mechanischen Dämpfung der Druckübersetzer wurde analog zu der Reibwertermittlung des Antriebs in Kapitel 3.3.1 mit  $d_D = 600 \text{ N/m}$  ermittelt, siehe Bild 4.16 (a). Die Parameter des Druckregelventils wurden durch einen Abgleich mit dem Simulationsmodell identifiziert. Der Leitwert beträgt demnach  $C \approx 7,2 \cdot 10^{-8} \text{ m}^3(\text{Ns/m}^2)^{-1}$ , das kritische Druckverhältnis  $b \approx 0,45$  und die Zeitkonstante  $t_{DRV} = 0,1 \text{ s}$ .

In Bild 4.17 ist das regelungstechnische Ersatzschaltbild der Druckübersetzer dargestellt. Das Gesamtmodell des hydropneumatischen Antriebs (Bild 4.15) ist damit vollständig.

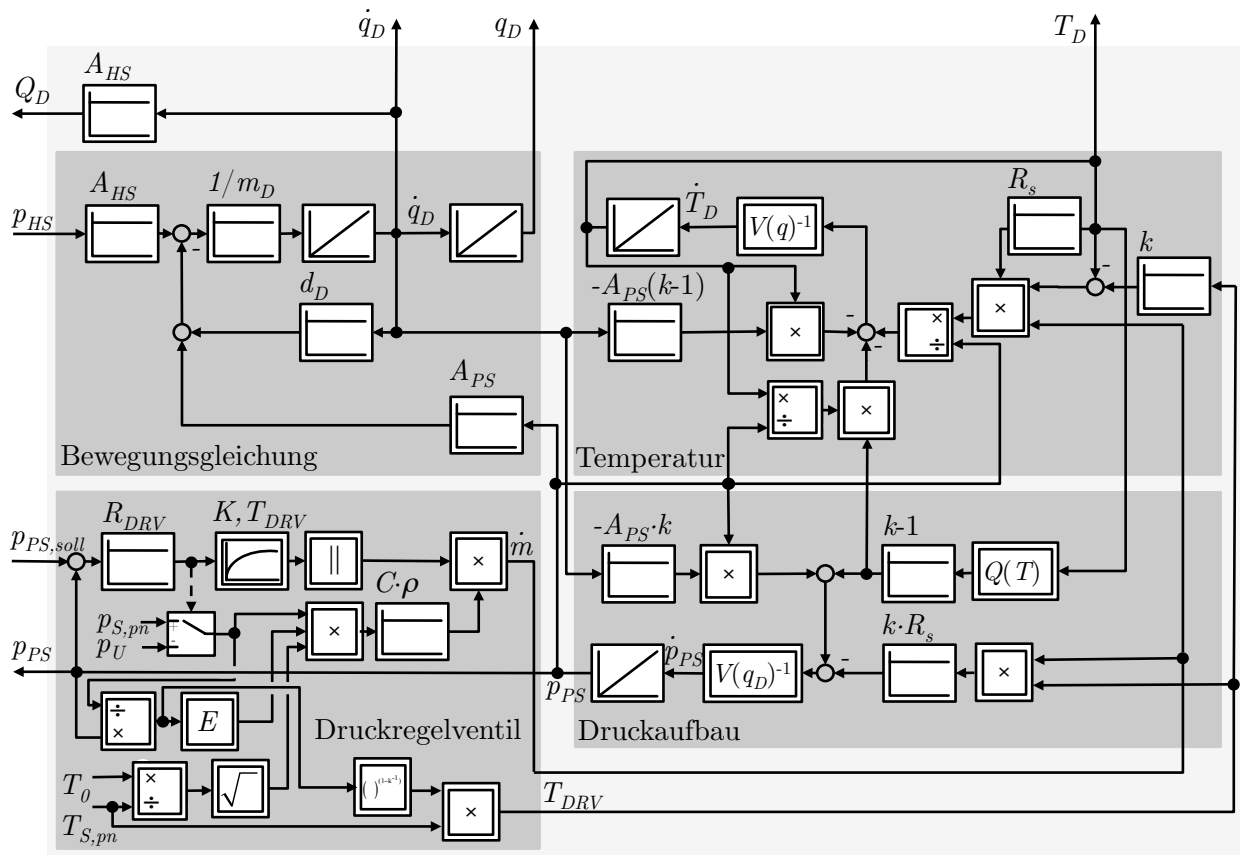


Bild 4.17: Vollständiges Modell der hydropneumatischen Druckübersetzer

### 4.3.2 Simulatorische und experimentelle Untersuchungen

(A) *Energiespeichervermögen:* Zur Beurteilung des Energiespeichervermögens wurde der Antrieb mit angeschlossenen Druckübersetzern über eine vom Lastzylinder generierte konstante Kraft  $F_{ex}$  aus der Position  $q = 0$  und  $q = q_{max}$  in jeweils positive und negative Richtung verfahren, um die pneumatikseitigen Ladedrücke  $p_{PS,DB} \approx 4,5 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$  und  $p_{PS,DA} \approx 9 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$  zu erzeugen, vgl. Bild 4.18 (a, b). Um das Expansionsverhalten des hydropneumatischen Systems zu untersuchen, wurde die Lastkraft  $F_{ex}$  für  $t > t_x$  deaktiviert.

In Bild 4.18 (a) ist zu sehen, dass es zu einer nachträglichen Positionsverschiebung der Kolbenstange im Bereich (I) kommt. Dies lässt sich nur durch einen Leakagevolumenstrom, wahrscheinlich über das angeschlossene Druckregelventil, erklären. Im Konstantvolumenbereich (II) nimmt die Kolbenstangenposition einen statischen Wert an. Durch die Wärmeabstrahlung über die Systemgrenzen des pneumatikseitigen Druckübersetzervolumens nimmt der Druck  $p_{PS,D}$  mit ca.  $0,15 \cdot 10^5 \text{ N/(m}^2 \cdot \text{s)}$  ab, was die Dauer des Energiespeichervermögens der Druckübersetzer zeitlich begrenzt, siehe Bild 4.18 (b). Zum Zeitpunkt  $t_x$  wird die in den Druckübersetzern gespeicherte Energie freigesetzt und der Antrieb fährt in Richtung Ausgangsstellung. Bedingt durch die Reibungsverluste können nur ca. 70 % des Hubes regeneriert werden, siehe Bereich (III) in Bild 4.18 (a). Deutlich zu erkennen ist der durch die Reibung der Kolben- und Kolbenstangendichtungen auftretende Stick-Slip-Effekt.

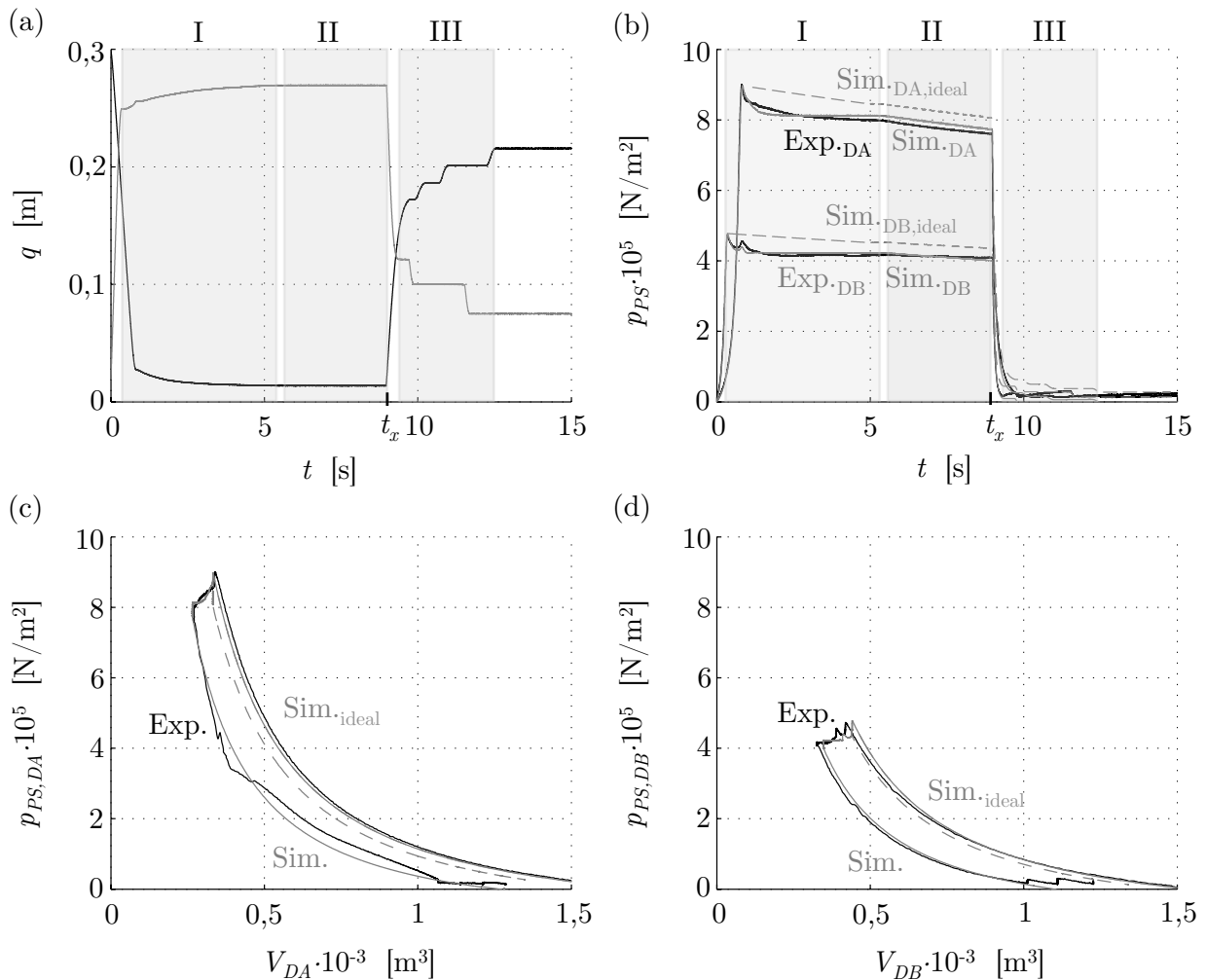


Bild 4.18: Kompressions und Expansionsvermögen der Druckübersetzer mit Leckagebereich (I), Konstantvolumenbereich (II), Stick-Slip-Bereich bei Expansion (III): (a) Positionsverlauf der Kolbenstange des Antriebs, (b) pneumatikseitiger Druckaufbau in den Druckübersetzern und zugehörige  $p$ - $V$ -Diagramme (c,d)



(B) *Kontaktkraft*: Durch die Ankoppelung der Druckübersetzer kann der Antrieb in drei Betriebsmodi arbeiten. Der hydraulische Betrieb garantiert eine hohe Dynamik und eine exakte Positionierfähigkeit. Mit dem hydropneumatischen Modus ist eine stufenlose Nachgiebigkeitseinstellung möglich, um die Massenentkoppelung im Roboter zu realisieren. Durch den pneumatischen Antriebsmodus kann der Betrieb des Roboters mit reduziertem Gefahrenpotenzial gewährleistet werden. Als Nachweis wurde in Bild 4.19 (a) die Kontaktkraft für den hydraulischen und pneumatischen Betrieb des Antriebs bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten dargestellt. Im hydraulischen Betrieb steigt die Kontaktkraft unabhängig von der Kontaktgeschwindigkeit sehr schnell auf das durch den Systemdruck  $p_S$  begrenzte Maximum an. Im pneumatischen Modus ist die maximale Kontaktkraft durch die hohe Kompressibilität des Druckmediums deutlich geringer und steigt in Abhängigkeit der Kontaktgeschwindigkeit und des pneumatikseitigen Antriebsdruckes  $p_{PS}$ .

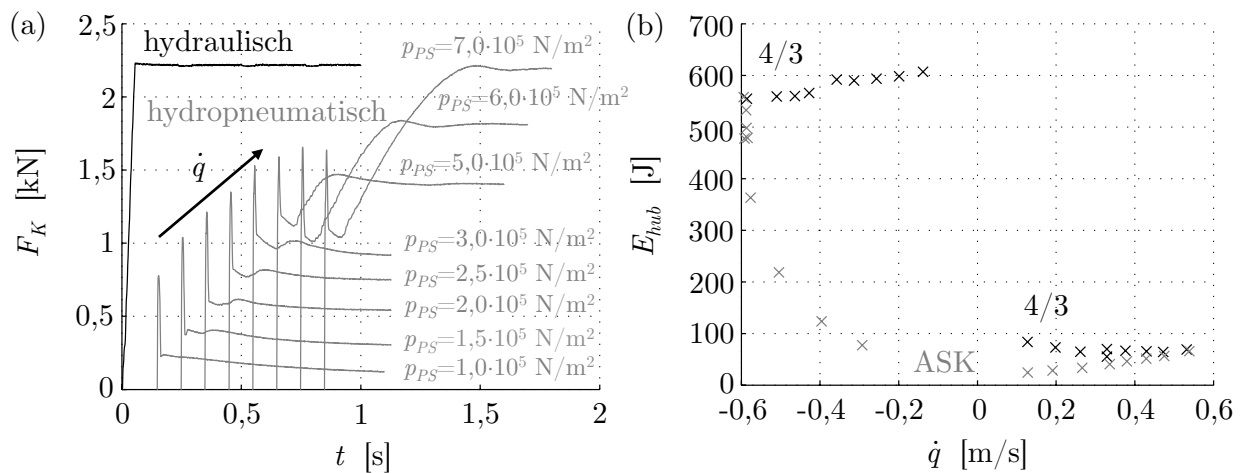


Bild 4.19: (a) Kontaktkraft im hydraulischen und hydropn. Modus, (b) Energieverbrauch für Vollhub mit 4/3-Wege Proportionalventil und aufgelösten Steuerkanten (ASK)

(C) *Energieeffizienz*: Der gemessene Energieverbrauch für das vollständige Ein- und Ausfahren des Antriebs unterscheidet sich aufgrund der unterschiedlichen Wirkflächen deutlich. In positiver Bewegungsrichtung ( $\dot{q} > 0$ ) wird durch die kleine ablaufseitige Wirkfläche  $A_B = 0,46 \cdot A_A$  ein kleineres Volumen verdrängt. Dadurch ist der Druckabfall über der ablaufseitigen Steuerkante zum Tank und somit die der Bewegungsrichtung entgegengerichtete Kraft geringer. Der damit für die Bewegung kleinere erforderliche zulaufseitige Druck resultiert in einem deutlich geringerem Energiebedarf als für die negative Bewegungsrichtung des Antriebs, siehe Bild 4.19 (b). Durch die kleinere ablaufseitige Drosselung nimmt der Energieverbrauch unter Verwendung des 4/3-Wegeventils bei höheren Geschwindigkeiten leicht ab. Mit dem vorgeschlagenen Ventilkonzept der aufgelösten Steuerkanten kann die ablaufseitige Steuerkante vollständig geöffnet werden. Dadurch kann der Energieverbrauch vor allem im unteren Geschwindigkeitsbereich des Antriebs deutlich reduziert werden, vgl. Bild 4.19 (b).

## 5 Zusammenfassung und Ausblick

Motiviert wurde die vorliegende Arbeit durch das schlechte Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis und die begrenzte Beweglichkeit konventioneller Industrieroboter. Das hohe Eigengewicht dieser Roboter führt zu einer geringen Zykluseffizienz und zu einem großen Gefahrenpotenzial für die Umgebung. Zudem ist die Anzahl der Bewegungsachsen i.d.R. auf ein zur Positionierung und Orientierung des Endeffektors erforderliches Minimum begrenzt. Dies schränkt vor allem in unstrukturierten Umgebungen mit Hindernissen den Arbeitsraum des Roboters stark ein.

Im Vergleich zu konventionellen Industrierobotern weisen moderne kinematisch redundante Leichtbauroboter-Strukturen ein bis zu fünffach besseres Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis und eine höhere Beweglichkeit auf. Diese Roboter haben allerdings einen durchschnittlich drei- bis vierfach kleineren Arbeitsraum. Vor allem die deutlich geringere Nutzlast im unteren zweistelligen Kilogramm-Bereich und die geringe Steifigkeit schränkt deren Tauglichkeit für anspruchsvolle industrielle Anwendungen stark ein.

Um diese Diskrepanz zu überwinden, wurde in der vorliegenden Arbeit – unter den Aspekten eines hohen Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnisses, einer hohen Beweglichkeit und eines möglichst geringen Gefahrenpotenzials für die Umgebung – eine kinematisch (hyper-)redundante Leichtbauroboter-Struktur variabler Nachgiebigkeit für den industriellen Einsatz entwickelt. Die Roboterstruktur besteht aus identischen Modulen, wodurch eine einfache anwendungsspezifische Skalierung ermöglicht wird. Ein Modul wird aus nur drei unterschiedlichen Komponenten aufgebaut. Diese bilden eine geschlossene kinematische Kette mit zwei rotatorischen Freiheitsgraden orthogonal zur Modulachse und einem translatorischen Freiheitsgrad entlang der Modulachse. Durch Übereinanderstapeln der Module erhält man eine hybride kinematische Struktur, welche die Vorteile serieller und paralleler Roboter miteinander vereint.

Ab einer Modulanzahl von fünf ist der Arbeitsraum des Roboters mit dem typischer konventioneller Industrieroboter vergleichbar, wird aber mit einem kinematischen Redundanzgrad von neun, durch einen zweieinhalbfach größeren Endeffektorfreiheitsgrad gekennzeichnet. Die Nutzlast liegt im Bereich von 200 kg bis 2.000 kg und ist damit ebenso mit Industrierobotern vergleichbar. Durch das geringe Eigengewicht wird allerdings ein bis zu 15-fach besseres

Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis erreicht, was gleichzeitig die Grundlage für eine deutlich höhere Zykluseffizienz bildet.

Das hohe Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis wird zum einen durch ein hohes Steifigkeits-Eigenmasse-Verhältnis der biegemomentenreduzierten und damit leichten Modulstruktur auf Basis eines Stabtragwerks erreicht. Zum anderen werden die Module mit hydraulischen Antrieben aktuiert. Diese weisen ein hervorragendes Kraft/Drehmoment-Eigengewichts-Verhältnis auf und können damit große Kräfte in der Struktur erzeugen, ohne das Eigengewicht der Module wesentlich zu erhöhen. Der kleine Bauraum und der einfache konstruktive Aufbau durch eine getriebelose Bewegungserzeugung sind weitere Vorteile der gewählten Antriebe. Die Energieversorgung der Aktuatoren wurde in die Modulstruktur integriert, um die Gefahr des Einklemmens und eine Reduzierung der hydraulischen Steifigkeit bei Verwendung von frei beweglichen Hydraulikschläuchen zu vermeiden.

Die zum Entwurf, zur konstruktiven Auslegung und zur Regelung erforderlichen Berechnungsmodelle der Direkten und Inversen Kinematik, Statik und Dynamik wurden erstellt und sind auf die Roboterstruktur mit einer beliebigen Modulanzahl anwendbar.

Des Weiteren wurde ein Konzept zur Trajektoriengenerierung im Arbeits- und Gelenkraum erarbeitet, welches die Bewegungsgrenzen und die dynamischen Grenzwerte der Aktuatoren berücksichtigt.

Der positions-, geschwindigkeits- und druckabhängige nichtlineare Kraftaufbau der hydraulischen Antriebe wurde mit der Methode der Exakten Eingangs-Ausgangs-Linearisierung kompensiert. Der resultierende lineare Kraftaufbau erlaubt die Verwendung konstanter Reglereinstellungen für den Kraft- und die überlagerten Geschwindigkeits- und Positionsregelkreise. Die Leistungsfähigkeit des Regelungskonzepts wurde an einem Versuchsstand untersucht und mit konventionellen Regelungskonzepten hydraulischer Antriebe verglichen. Dabei konnte eine deutliche Verbesserung des Führungs- und Störverhaltens nachgewiesen werden.

Die Koppelung der Antriebe über die nichtlineare Kinematik der Roboterstruktur wurde durch die Methode der Modellfolgeregelung kompensiert. Zur Untersuchung des Regelungskonzeptes wurde im Systemsimulator MATLAB® SIMULINK® ein virtueller Prototyp des Roboters mit fünf aktuierten Modulen erstellt. Im Vergleich zu konventionellen Vorsteuerungsmethoden zur Kompensation der nichtlinearen Roboterdynamik konnte ein bis zu dreifach besseres Folgeverhalten erreicht werden.

In einem letzten Schritt wurden Modifikationsmaßnahmen untersucht, um den Kernanforderungen nach einem geringen Gefahrenpotenzial und einer hohen Zykluseffizienz noch besser gerecht zu werden.

Zur Bewertung des Gefahrenpotenzials wurde die Kollision des Roboters mit dem Menschen als „empfindlichstes“ Objekt im Arbeitsraum analysiert. Darauf aufbauend wurden

steuerungs- und entwurfstechnische Modifikationen untersucht, welche die roboterseitige effektive Kollisionsmasse als einen wesentlichen Einflussfaktor auf das Gefahrenpotenzial reduzieren sollen. Mit einer entsprechenden Steuerungsmethode zur Auflösung der kinematischen Redundanz konnte die wirksame Kollisionsmasse nur begrenzt beeinflusst werden. Dagegen erwies sich die Entkoppelung der Modulmassen mit passiven Nachgiebigkeiten als eine wirksame entwurfstechnische Modifikationsmöglichkeit. Die Implementierung der passiven Nachgiebigkeiten erfolgte auf Antriebsebene. Der hydraulische Antrieb wurde dazu zu einem hydropneumatischen Antrieb mit drei Betriebsmodi erweitert. Der hydraulische Betrieb des modifizierten Antriebs stellt eine hohe Dynamik und die exakte Positionierfähigkeit des Endeffektors sicher. Mit dem hydropneumatischen Modus ist eine stufenlose Nachgiebigkeitseinstellung möglich, um die Massenentkoppelung zu realisieren. Des Weiteren ist in diesem Modus die Speicherung von Energie auf fluidmechanischer Ebene möglich, wodurch Umwandlungsverluste in andere Energieformen vermieden werden können. Durch den pneumatischen Modus wird der Betrieb des Roboters mit einem deutlich reduzierten Gefahrenpotenzial gewährleistet.

Die Zykluseffizienz des Roboters wurde durch Modifizierung des Ventilkonzepts der Antriebe verbessert. Das Konzept ermöglicht den Null-Energie-Halt der Struktur, die Null-Energie-Bewegung sowie die Regeneration sowie Rekuperation hydraulischer Energie. Die Funktionsfähigkeit und Effizienz des hydropneumatischen Antriebs mit modifiziertem Ventilkonzept wurde anhand von Experimenten am Versuchsstand nachgewiesen.

**Ausblick:** Um den hydropneumatischen Antrieb in der Roboterstruktur einzusetzen, ist der Entwurf einer geeigneten Antriebsregelung notwendig. Die dafür notwendige Mehrgrößenregelung muss das Umschalten der Betriebsarten und die zustandsabhängige Einstellung der Nachgiebigkeit ermöglichen. Des Weiteren ist ein entsprechendes Konzept zur Roboterregelung erforderlich, um das Potenzial und die Möglichkeiten der hydropneumatischen Antriebe zu nutzen.

# A Anhang

## A.1 Nutzwertanalyse

### A.1.1 Kriterien

	Kriterium	W
1	<i>Kraft-Aktuatoren-Verhältnis</i> : Erzeugung hoher Kräfte bzw. Momente zur Bewegungserzeugung bezogen auf die Anzahl der Aktuatoren pro Modul.	0,130
2	<i>Steifigkeits-Eigenmasse-Verhältnis</i> : Für eine hohe Belastbarkeit der mechanischen Struktur bei geringem Eigengewicht, muss dieses Verhältnis möglichst groß sein.	0,134
3	<i>Nutzlast-Eigenmasse-Verhältnis</i> : Um einen hohen Redundanzgrad, eine hohe Dynamik und eine hohe Zykluseffizienz zu erreichen, muss dieses Verhältnis groß sein.	0,134
4	<i>Komplexität der Kinematik</i> : Für eine einfache steuerungstechnische Implementierung der kinematischen, statischen und dynamischen Zusammenhänge ist eine geringe Komplexität der Kinematik von Vorteil.	0,069
5	<i>Erfassung der Zustände</i> : Möglichkeit der sensortechnischen Erfassung der Gelenk- und Gliedstellungen der kinematischen Struktur.	0,033
6	<i>Teilevielfalt</i> : Um die Produktions- und Wartungskosten des Roboters zu reduzieren ist eine geringe Teilevielfalt erforderlich.	0,075
7	<i>Teilekomplexität</i> : Eine geringe Teilekomplexität reduziert die Produktions- und Wartungskosten und die Ausfallwahrscheinlichkeit des Roboters.	0,075
8	<i>Norm- und Zukaufteile</i> : Der Aufbau der Roboterstruktur soll mit möglichst vielen Norm- und Zukaufteilen möglich sein, um die Herstellungs- und Wartungskosten zu reduzieren.	0,075
9	<i>Energie- und Signalleitungen</i> : Wünschenswert ist eine einfache und sichere Führung der Energie- und Signalleitungen durch die Roboterstruktur.	0,075
10	<i>Zusammenfaltbarkeit</i> : Wichtig bei hyper-redundanten Roboterstrukturen um deren Bauraum zu reduzieren und das Teleskopieren zu ermöglichen.	0,2

Die in Bild 2.1 dargestellten kinematischen Strukturen sind für die Umsetzung der in Kapitel 1.3 genannten Anforderungen am besten geeignet. Die Strukturen wurden einer Nutzwertanalyse gemäß VDI-Norm 2225 nach den in der obenstehenden Tabelle aufgeführten Bewertungskriterien mit den individuellen Wichtungen  $W$  unterzogen.

Die Bewertung erfolgte in fünf Abstufungen, siehe Bild A.1. Die Aufsummierung der mit den Wichtungen multiplizierten Bewertungen ergab, dass die VGT-Struktur in Oktaederbauweise die gestellten Anforderungen und Kriterien am besten erfüllt.

### A.1.2 Auswertung

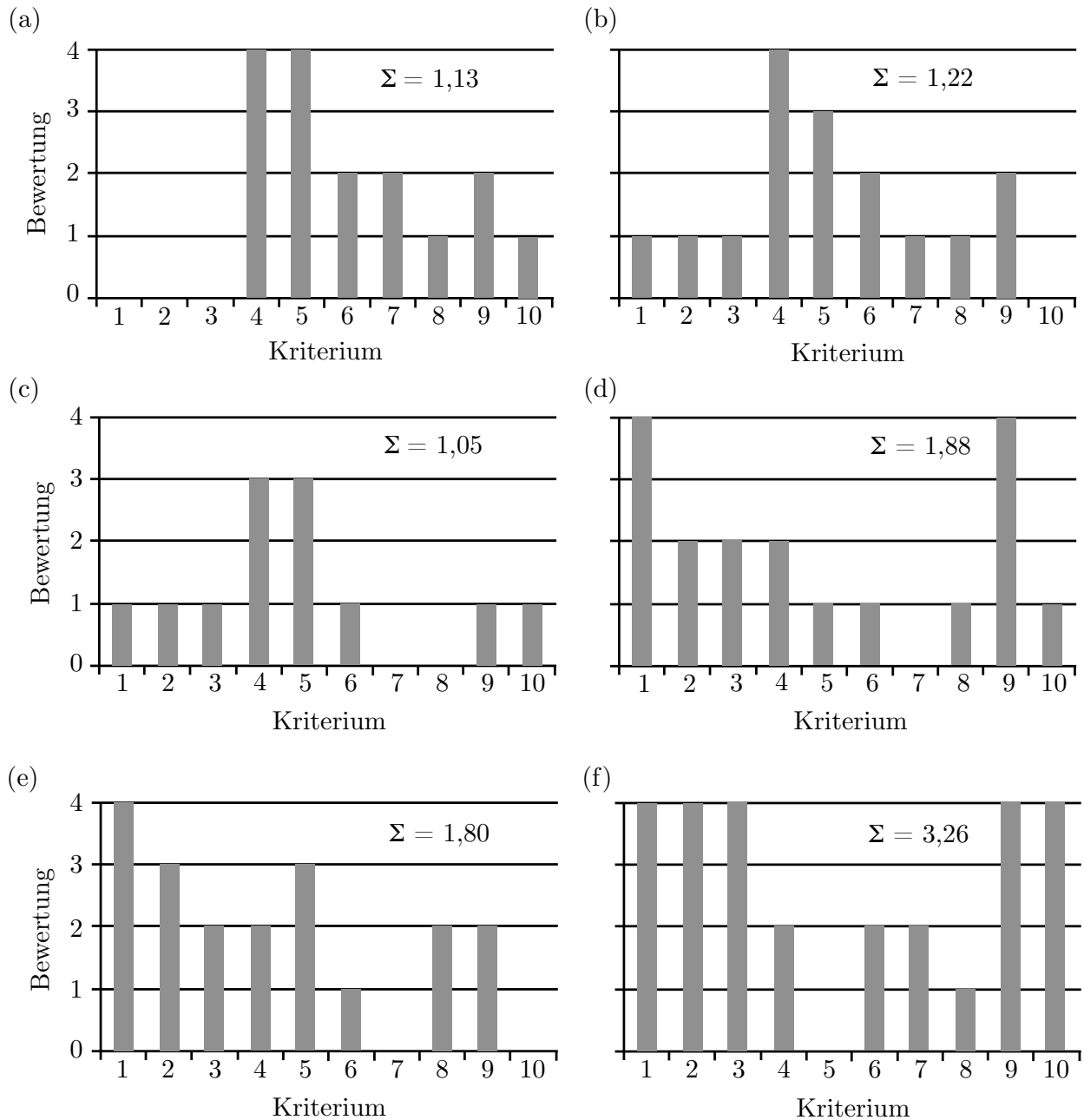


Bild A.1: Nutzwertanalyse nach VDI-Norm 2225 für die in Bild 2.1 dargestellten kinematischen Strukturen

## A.2 Roboterentwurf

### A.2.1 Gelenk

Das vollständige Plattengelenk besteht aus 12 Einzelplatten mit sechs unterschiedlichen Plattentypen, deren Konstruktionszeichnungen auf den Folgeseiten dargestellt sind. Die Bezeichnungen und Anordnungen der Platten im Gelenk ist Bild A.2 zu entnehmen.

**Gelenkparameter:**

$$c_G = 2,53 \cdot 10^7 \text{ N/m}$$

$$m_G = 2,26 \text{ kg}$$

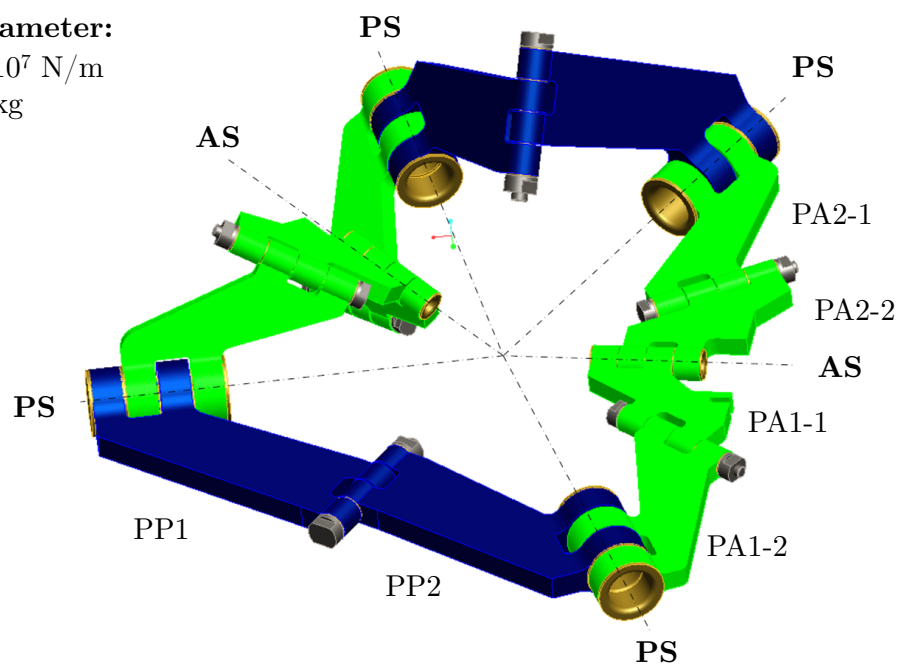
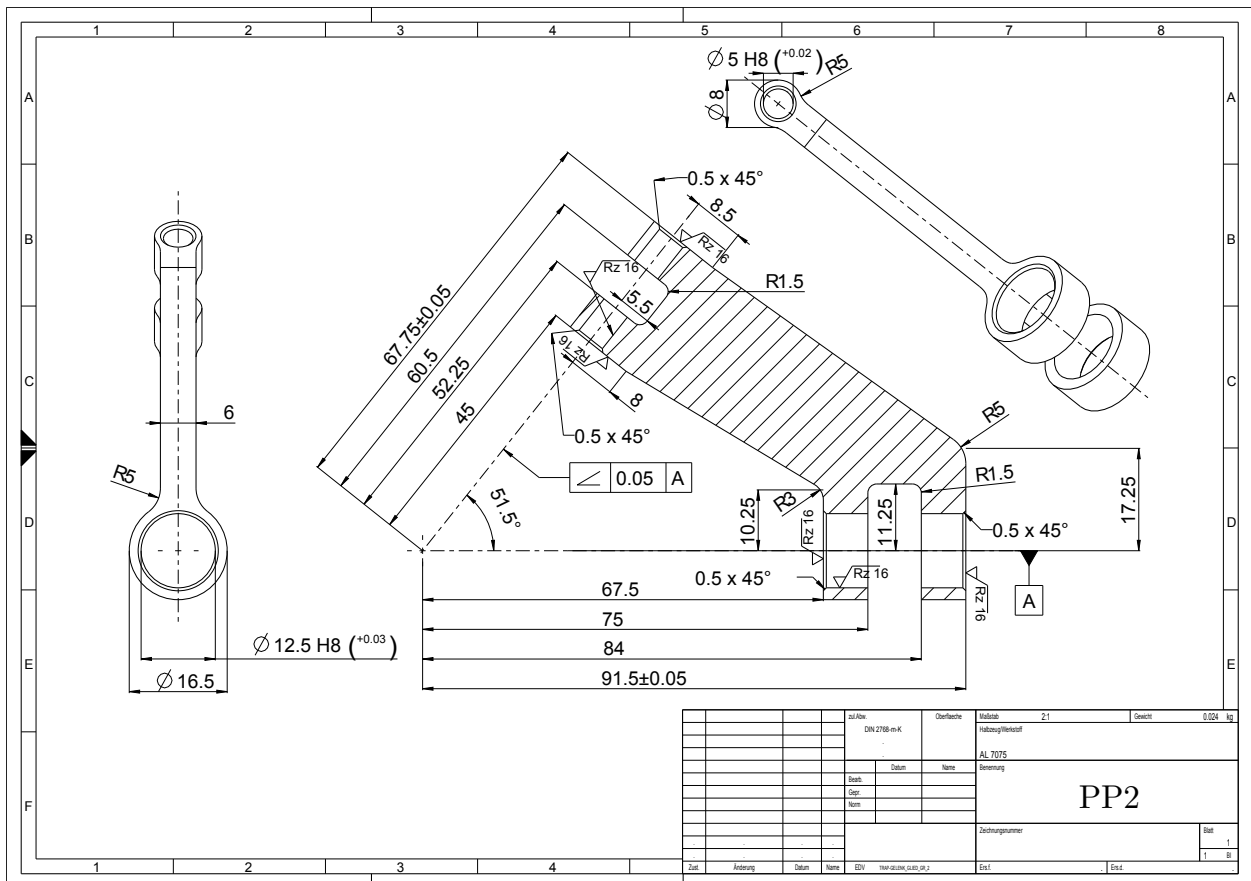
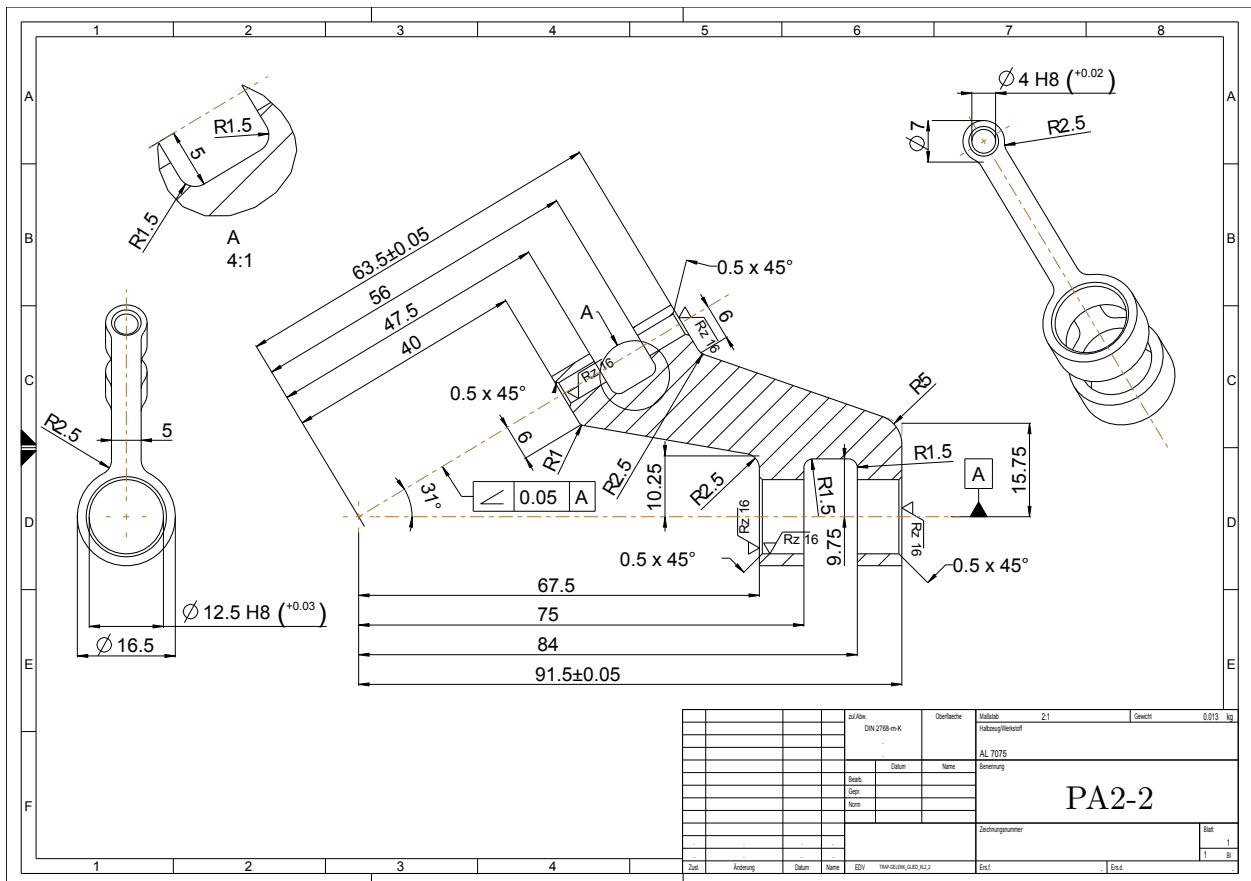


Bild A.2: Bezeichnungen der Platten des Plattengelenks und Anschlussstellen für die aktiven Stäbe (AS) und passiven Stäbe (PS)









**Mechanische Parameter:**

$m_{Zyl} = 3,38 \text{ kg}$   
 $m_{KS} = 0,86 \text{ kg}$   
 $c_{KS} = 13,35 \cdot 10^7 \text{ N/m}$   
 $J_{Zyl} = [47 \ 47 \ 12,55] \cdot 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{m}^2/\text{s}$   
 $J_{KS} = [13,65 \ 13,65 \ 0,037] \cdot 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{m}^2/\text{s}$

**Geometrische Parameter:**

$d_{KS} = 0,018 \text{ m}$   
 $d_K = 0,025 \text{ m}$   
 $q_{max} = 0,310 \text{ m}$

**Parameter Druckversorgung:**

$K_{öl} = 1,24 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$   
 $p_S = 100 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$   
 $p_T = 0,5 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$

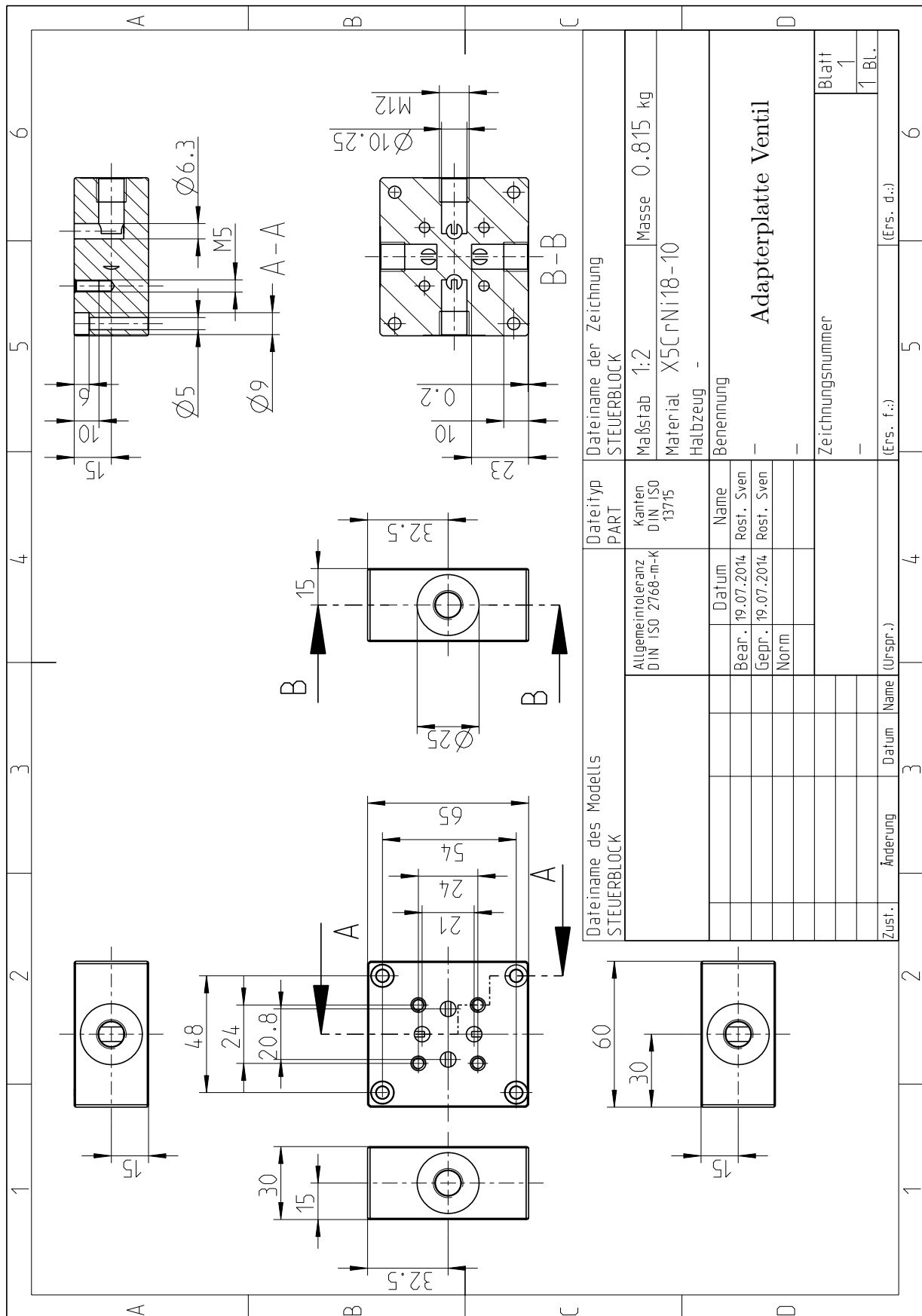
**Parameter Ventil:**

$K_V = 0,1$   
 $T_V = 0,015 \text{ s}$   
 $Q_{nenn} = 3 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$

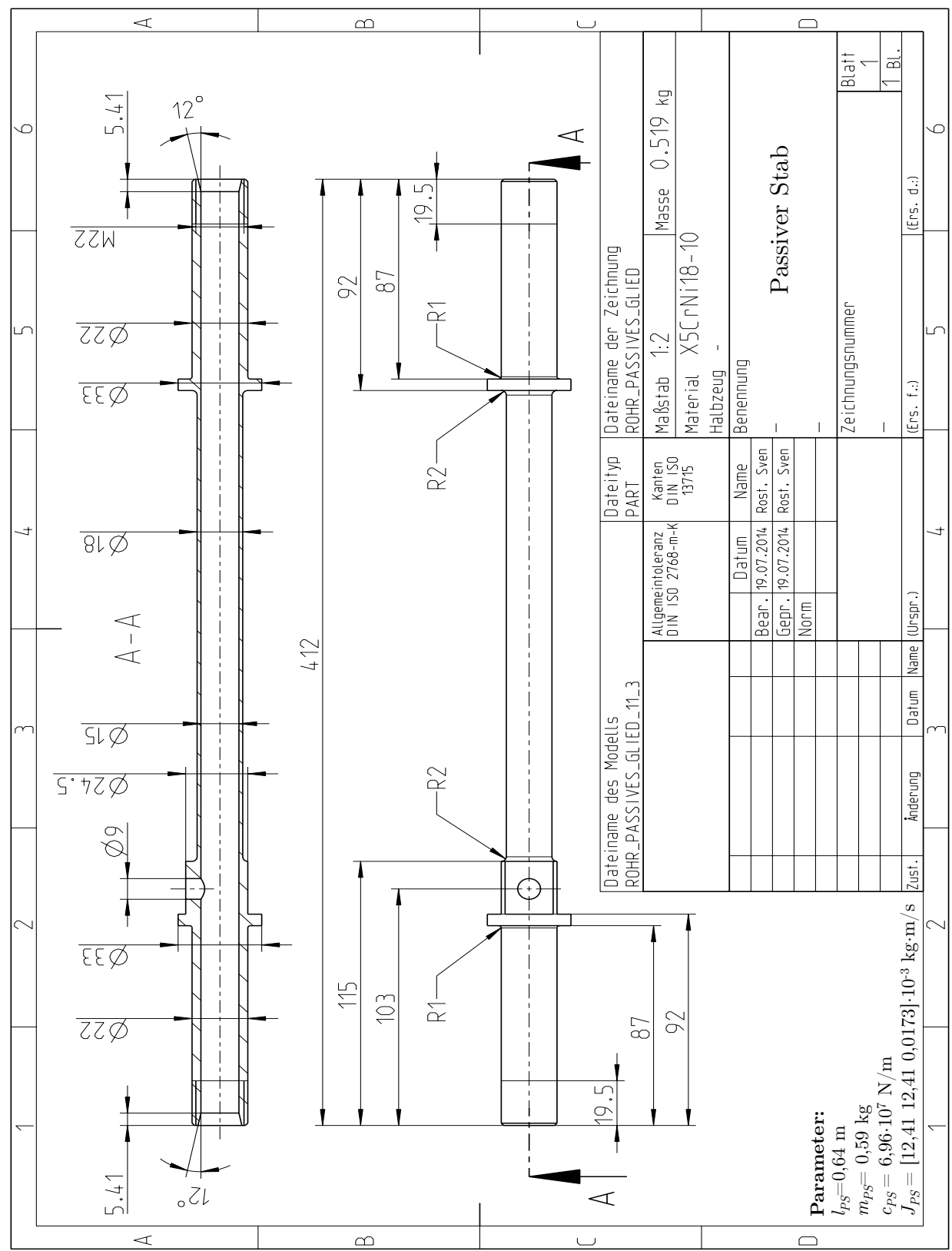
**Leitungsvolumina:**

$V_{t,A} = 5,56 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$   
 $V_{t,B} = 5,56 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$

Dateiname des Modells		Dateityp		Dateiname der Zeichnung	
ZYLINDER_AKTIV_GLIED		ASSEM		ZYLINDER_AKTIV_GLIED	
Allgemeintoleranz DIN ISO 2768-m-K		Kanten DIN ISO 13715		Maßstab	1:5
				Material	-
				Halbzeug	-
				Benennung	-
				Aktiver Stab (Aktuator)	
				Zeichnungsnummer	
				Blatt	
				1	
				1 BL.	



A.2.3 Passiver Stab



A.3 Versuchsstand

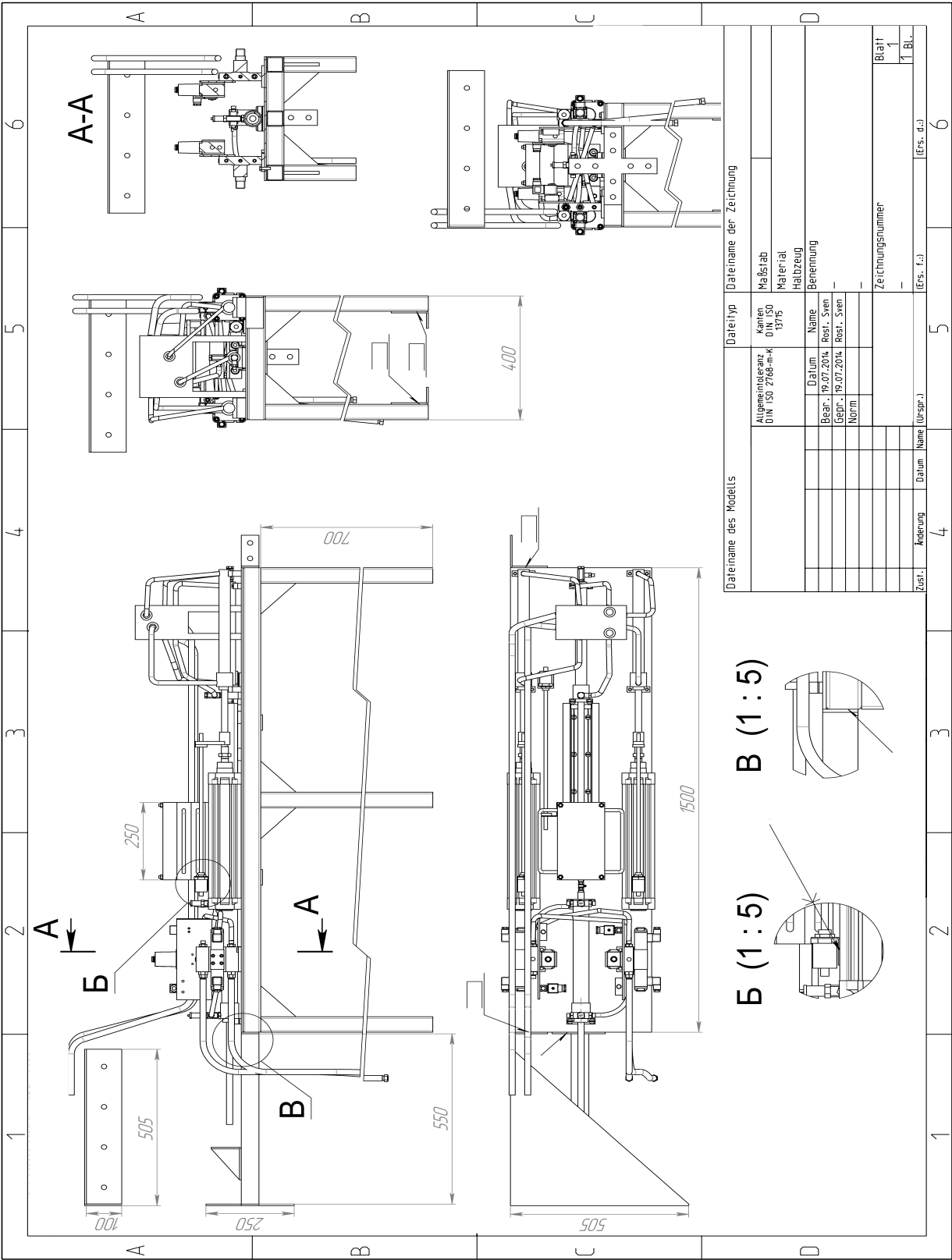


Tabelle A.1: Liste der Komponenten des Versuchsstandes

	Anzahl/Beschreibung	Hersteller / Artikel
Energieversorgung	1x Hydraulikaggregat, 100bar, 30l/min — 1x Anschlussblock — 2x Druckbegrenzungsventil — 2x Rückschlagventil 1x Pneumatikaggregat, 16bar, 1000l — 1x Filter, Kondensatabscheider	HAWE/HKF489DT/1-H5,1-Z24 siehe Konstruktionszeichnung Anhang A.3.2 HAWE/MV53E V HAWE/RK 3 FIAC/F270 AB 850/16 FESTO/MS4-LFR-AGC-D7-E-R-M-WP
	1x Host-Rechner 1x Target-Rechner 1x DA Karte, 12 Kanäle 1x DA Karte, 8 Kanäle 1x AD Karte, 16 Kanäle 1x Timer Counter Karte, 6 Kanäle	Desktop PC, INTEL PIII, 800MHZ, 4GB RAM Desktop PC, INTEL PIII, 300MHZ, 64MB RAM ADVANTECH/PCL-727 ADVANTECH/PCI-1723-AE ADVANTECH/PCL-818HD ADVANTECH/PCL-836
Steuerungssystem		
Sensoren	3x Wegmesssystem, Magnetoerestriktiv 7x Drucksensoren, 100 bar 2x Drucksensoren, 2 bar 3x Temperatursensoren 1x Kraftsensor, 4,5kN	MTS/Temposonics EHM0350MD341V01 KELLER/PA-21Y/100bar KELLER/PAA-21Y/2bar IFM/TA3130 MT-SOLUTIONS GMBH/CSC-4-5
	3x Hydraulikzylinder, Differential — 12x 2/2 Servoventile — 12x 2/2 Ventilverstärker 1x Hydraulikzylinder, Gleichgang — 2x 3/4 Servoventil — 2x Ventilverstärker — 1x Linearführung 2x Pneumatikzylinder, Differential — 2x Logikventil, ODER — 2x Schaltventil, offen/gechlossen — 2x Druckregelventil, 0...10bar	HYDROPNEU/41.000.02.2.0-025-018-0312-5.B.0 REXROTH/KKDSR1NB/HCG12N0K4V REXROTH/VT-SSPA1-100-1X/V0/0-24/K24 HYDROPNEU/41.111.02.2.0-025-018-0312-5.B.0 VICKERS/KDG4V32C20NZMUH760 PARKER/PWD00A19 IGUS/WK-20-80-25-01 FESTO/DNC-80-312-P-Q FESTO/OS-1/4-B FESTO/VZWD-L-M22C-M-G14-20-V-1P FESTO/MPPE-3-1/4-10-010-B
Aktuatoren		





[illegible]

## Literatur

- [1] IFR: Executive Summary of World Robotics 2011 / IFR Statistical Department. 2011. – Forschungsbericht
- [2] SCHREIBER, G.: *Steuerung für redundante Robotersysteme: Benutzer- und aufgabenorientierte Verwendung der Redundanz*, Universität Stuttgart, Diss., 2004
- [3] CHIRIKJIAN, G.S. ; BURDICK, J.W.: Hyper-Redundant Robot Mechanisms and Their Applications. In: *Proceedings of the IEEE/RSJ International Workshop on Intelligent Robots and Systems, Osaka, Japan* (1991), S. 185–190
- [4] CHIRIKJIAN, G.S.: *Theory and Applications of Hyper-Redundant Robotic Manipulators*, California Institute of Technology, Pasadena, USA, Diss., 1992
- [5] TRIVEDI, D. ; RAHN, C.D.: Soft robotics: Biological inspiration, state of the art, and future research. In: *Applied Bionics and Biomechanics* 5 (2008), Nr. 3, S. 99–117
- [6] HOPKINS, J.K. ; SPRANKLIN, B.W. ; GUPTA, S.K.: A survey of snake-inspired robot designs. In: *Bioinspiration and Biomimetics* 4 (2009)
- [7] CHIRIKJIAN, G.S. ; BURDICK, J.W.: A hyper-redundant manipulator. In: *IEEE Robotics and Automation Magazine* 1 (1994), Nr. 4, S. 22–29
- [8] YIM, M.: *Locomotion with a unit-modular reconfigurable robot*, Stanford University, USA, Diss., 1994
- [9] JANTAPREMJIT, P. ; AUSTIN, D.: Design of a Modular Self-Reconfigurable Robot. In: *Australian Conference on Robotics and Automation, Sydney, Australia* (2001)
- [10] HIROSE, S. ; UMETANI, Y.: Kinematic Control of Active Cord Mechanism with Tactile Sensors. In: *Proceedings of the 2nd International CISM-IFT Symposium on Theory and Practice of Robots and Manipulators* (1976), S. 241–252
- [11] HIROSE, S. ; MORISHIMA, A.: Design and Control of a Mobile Robot with an Articulated Body. In: *The International Journal of Robotics Research* (1990)

- [12] HIROSE, S. ; MA, S.: Coupled Tendon-driven Multijoint Manipulator. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Sacramento, California* (1991)
- [13] MILLER, G.: *Snake Robots*. <http://www.snakerobots.com>, Abruf: 15.11.2010
- [14] CRESPI, A. ; BADERTSCHER, A. ; GUIGNARD, A.: AmphiBot I: an amphibious snake-like robot. In: *Robotics and Autonomous Systems* 50 (2005), Nr. 4, S. 163–175
- [15] CRESPI, A. ; IJSPEERT, A.J.: AmphiBot II: An Amphibious Snake Robot that Crawls and Swims using a Central Pattern Generator. In: *Proceedings of the 9th international conference on climbing and walking robots (CLAWAR)* (2006), S. 19–27
- [16] MORI, M. ; HIROSE, S.: Three-dimensional serpentine motion and lateral rolling by Active Cord Mechanism ACM-R3. In: *International Conference on Intelligent Robots and Systems* (2002), S. 829–834
- [17] HATTON, R.L. ; CHOSET, H.: Generating gaits for snake robots: annealed chain fitting and keyframe wave extraction. In: *Autonomous Robots* 28 (2009), S. 271–281
- [18] WRIGHT, C. ; JOHNSON, A. ; PECK, A. ; MCCORD, Z. ; NAAKTGEBOREN, A. ; GIANFORTONI, P. ; GONZALEZ-RIVERO, M. ; HATTON, R. ; CHOSET, H.: Design of a Modular Snake Robot. In: *Proceedings of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, San Diego, USA* (2007), S. 2609–2614
- [19] LIPKIN, K. ; BROWN, I. ; PECK, A. ; CHOSET, H. ; REMBISZ, J. ; GIANFORTONI, P. ; NAAKTGEBOREN, A.: Differentiable and Piecewise Differentiable Gaits for Snake Robots. In: *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, San Diego, USA* (2007), S. 1864–1869
- [20] ALNAIF, A.: *Hydrabot: The Electro-Hydraulic Snake-Arm Robot*. <http://www.eng.uwaterloo.ca/~aalnaif/>, Abruf: 01.08.2015
- [21] YAMADA, H. ; HIROSE, S.: Development of Practical 3-Dimensional Active Cord Mechanism ACM-R4. In: *Journal of Robotics and Mechatronics* 18 (2006), Nr. 3, S. 1–7
- [22] BRUNETE, A. ; GAMBAO, E. ; TORRES, J.E. ; HERNANDO, M.: A 2 DoF Servomotor-based Module for Pipe Inspection Modular Micro-robots. In: *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, Beijing, China* (2006), S. 1329–1334
- [23] HIROSE, S.: *Biologically Inspired Robots, Snake-Like Locomotors and Manipulators*. Oxford University Press, England, 1993

- [24] HIROSE, S.: *Hirose - Fukushima Robotics Lab.* [http://www.robot.mes.titech.ac.jp/robot\\_e.html](http://www.robot.mes.titech.ac.jp/robot_e.html), Abruf: 15.11.2010
- [25] KEPPLIN, V. ; SCHOLL, K.U. ; BERNIS, K.: Mechatronic Concept for a Sewer Inspection Robot. In: *Proceedings of the IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), Atlanta, USA* (1999), S. 724–729
- [26] MILLER, G.: Snake Robots for Search and Rescue. In: *Neurotechnology for Biomimetic Robots* (2002), S. 271–284
- [27] WOLF, A. ; BROWN, H.B. ; CASCIOLA, R. ; COSTA, A. ; SCHWERIN, M. ; SHAMAS, E. ; CHOSSET, H.: A Mobile Hyper Redundant Mechanism for Search and Rescue Tasks. In: *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, Las Vega, USA* (2003), S. 2889–2895
- [28] YAMADA, H. ; CHIGISAKI, S. ; MORI, M. ; TAKITA, K. ; OGAMI, K. ; HIROSE, S.: Development of Amphibious Snake-like Robot ACM-R5. In: *Proceedings of the 36th International Symposium of Robotics* 36 (2005)
- [29] BROWN, H.B. ; SCHWERIN, M. ; SHAMMAS, E. ; CHOSSET, H.: Design and Control of a Second-Generation Hyper-Redundant Mechanism. In: *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, San Diego, USA* (2007), S. 2603–2608
- [30] IKEDA, H. ; TAKANASHI, N.: Joint Assembly Movable like a Human Arm. In: *United States Patent 4683406* (1987)
- [31] TAKANASHI, N. ; AOKI, K. ; YASHIMA, S.: A Gait Control for the Hyper-redundant Robot O-RO-CHI. In: *Proceedings of the ROBOMECH International Conference, Ube, Japan* (1996), S. 79–80
- [32] PALJUG, E. ; OHM, T. ; HAYATI, S.: The JPL Serpentine Robot: a 12-DOF System for Inspection. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation* 3 (1995)
- [33] SHAMMAS, E. ; WOLF, A. ; BROWN JR, H.B. ; CHOSSET, H.: New Joint Design for Three-dimensional Hyper Redundant Robots. In: *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems* 4 (2003)
- [34] SHAMMAS, E. ; WOLF, A. ; CHOSSET, H.: Three degrees-of-freedom joint for spatial hyper-redundant robots. In: *Mechanism and Machine Theory* 41 (2006), S. 170–190

- [35] ANDERSON, V.C. ; HORN, R.C.: Tensor Arm Manipulator Design. In: *Dynamic Systems and Control Conference (ASME)* (1967), S. 57
- [36] ANDERSON, V.C.: Tensor Arm Manipulator. In: *United States Patent 3497083* (1970)
- [37] SKLYARENKO, Y. ; SCHREIBER, F. ; KOLBUS, M. ; WOBBE, F. ; SCHUMACHER, W.: Design of the new modular tendon-driven manipulator TENDRIM. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics, Guilin, China* (2009)
- [38] GRANOSIK, G. ; BORENSTEIN, J.: Integrated Joint Actuator for Serpentine Robots. In: *IEEE/ASME Transactions On Mechatronics* 10 (2005), Nr. 5, S. 473–481
- [39] LILJEBACK, P. ; STAVDAHL, O. ; PETTERSEN, K.Y.: Modular pneumatic snake robot: 3D modelling, implementation and control. In: *Modeling, Identification and Control* 29 (2008), Nr. 1, S. 21–28
- [40] TESAR, D. ; BUTLER, M.: Modularity in Robotic Systems. In: *Proceedings of the NASA Conference on Space Telerobotics* 1 (1989), S. 151–162
- [41] ROSHEIM, M.E.: *Robot Evolution: The Development of Anthrobotics*. Wiley-Interscience, 1994
- [42] LILJEBACK, P. ; STAVDAHL, O. ; BEITNES, A.: SnakeFighter - Development of a Water Hydraulic Fire Fighting Snake Robot. In: *9th International Conference on Control, Automation, Robotics and Vision (ICARCV)* (2006), S. 1–6
- [43] SCHILLING ROBOTICS, LLC: *Manual of Schilling Titan 4, Doc. No. 011-8212*. Schilling Robotics, LLC, 2010
- [44] JACOBSEN, S.C. ; SMITH, F.M. ; BACKMAN, D.K.: High performance, dextrous telerobotic manipulator with force reflection. In: *Proceedings of the Intervention/ROV'91 Conference and Exposition*, 1991, S. 213–218
- [45] ZHAO, M. ; GUI, T. ; CHAO, G. ; LI, Q.: Development of A Redundant Robot Manipulator Based on Three DOF Parallel Platforms. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation* (1995), S. 221–226
- [46] WHITCOMB, L.L.: Underwater robotics: Out of the research laboratory and into the field. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation, San Francisco, USA* (2000), S. 709–716

- [47] ROBINSON, G. ; DAVIES, J.B.C.: Continuum Robots - A State of the Art. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, USA* (1999)
- [48] WEBSTER, R.J. ; JONES, B.A.: Design and Kinematic Modeling of Constant Curvature Continuum Robots: A Review. In: *The International Journal of Robotics Research* (2010)
- [49] SUZUMORI, K. ; IIKURA, S. ; TANAKA, H.: Development of Flexible Microactuator and Its Applications to Robotic Mechanisms. In: *Proceedings of the 1991 IEEE International Conference on Robotics and Automation, Sacramento, California* (1991)
- [50] GRISSOM, M.D. ; CHITRAKARAN, V. ; DIENNO, D. ; CSENCITS, M. ; PRITTS, M. ; JONES, B.: Design and experimental testing of the OctArm soft robot manipulator. In: *Proceedings of the SPIE International Conference* (2006)
- [51] NEPPALLI, S. ; JONES, B. ; MCMAHAN, W. ; CHITRAKARAN, V. ; WALKER, I. ; PRITTS, M. ; CSENCITS, M. ; RAHN, C. ; GRISSOM, M.: OctArm - A soft Robotic Manipulator. In: *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, San Diego, USA, 2007*, S. 2569–2569
- [52] OHNO, H. ; HIROSE, S.: Study on Slime Robot (proposal of Slime Robot and Design of Slim Slime Robot). In: *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems* (2000), S. 2218–2223
- [53] OHNO, H. ; HIROSE, S.: Design of Slim Slime Robot and its Gait of Locomotion. In: *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, Maui, USA* (2001)
- [54] PRITTS, M.B. ; RAHN, C.D.: Design of an Artificial Muscle Continuum Robot. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, New Orleans, USA* (2004), S. 4742–4746
- [55] LANE, D.M. ; DAVIES, J.B.C. ; ROBINSON, G. ; O'BRIEN, D.J. ; PICKETT, M. ; JONES, D. ; SCOTT, E. ; WANG, Y. ; CASALINO, G. ; BARTOLINI, G.: AMADEUS: Advanced MANipulator for DEep Underwater Sampling. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation 3* (1997)
- [56] TSUKAGOSHI, H. ; KITAGAWA, A. ; SEGAWA, M.: Active Hose: an Artificial Elephant's Nose with Maneuverability for Rescue Operation. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Seoul, Korea* (2001), S. 2454–2459

- [57] WALKER, I.D. ; HANNAN, M.W.: A Novel 'Elephant's Trunk' Robot. In: *Proceedings of the IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics, Atlanta, USA* (1999), S. 410–415
- [58] LARSON, O. ; DAVIDSON, C.: Flexible Arm, Particularly a Robot Arm. In: *United States Patent 4393728* (1983)
- [59] DROZDA, T.J.: The spine robot... the verdict's yet to come. In: *Manufacturing Engineering* 93 (1984), Nr. 3, S. 110–112
- [60] HIROSE, S. ; KADO, T. ; UMETANI, Y.: Tensor Actuated Elastic Manipulator. In: *Proceedings of the Sixth World Congress on Theory of Machines and mechanisms* (1983)
- [61] MALCZYK, R. ; MORECKI, A.: Elastic manipulator of the elephant trunk type. In: *Biocybernetics and Biomedical Engineering* 7 (1987), S. 155–168
- [62] CIEŚLAK, R. ; MORECKI, A.: Elephant trunk type elastic manipulator - a tool for bulk and liquid materials transportation. In: *Robotica* 17 (1999), Nr. 1, S. 11–16
- [63] BOCCOLATO, G. ; MANTA, F. ; DUMITRU, D. ; COJOCARU, D.: 3D Kinematics of a Tentacle Robot. In: *International Journal of System Applications, Engineering and Development* 4 (2010)
- [64] YANG, J. ; PITARCH, E.P. ; POTRATZ, J. ; BECK, S. ; ABDEL-MALEK, K.: Synthesis and analysis of a flexible elephant trunk robot. In: *Advanced Robotics* 20 (2006), Nr. 6, S. 631–659
- [65] BUCKINGHAM, R. ; GRAHAM, A.: Reaching the unreachable – snake-arm robots. In: *International Symposium of Robotics, UK* (2003)
- [66] OC-ROBOTICS: Snake-arm robots access the inaccessible. In: *Nuclear Technology International* 1 (2008), S. 92–94
- [67] BUCKINGHAM, R. ; CHITRAKARAN, V. ; CONKIE, R. ; FERGUSON, G. ; GRAHAM, A. ; LAZELL, A. ; LICHON, M. ; PARRY, N. ; POLLARD, F. ; KAYANI, A. ; REDMAN, M. ; SUMMERS, M. ; GREEN, B.: Snake-arm robots: a new approach to aircraft assembly. In: *Society of Automotive Engineers International* 2142 (2007), S. 71
- [68] IMMEGA, G.: Tentacle-like manipulators with adjustable tension lines. In: *United States Patent 5317952* (1994)
- [69] IMMEGA, G. ; ANTONELLI, K. ; INC, K.S. ; VANCOUVER, B.C.: The KSI Tentacle Manipulator. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation* (1995), S. 3149–3154

- [70] NEPPALLI, S. ; JONES, B.A.: Design, Construction, and Analysis of a Continuum Robot. In: *Proceedings of the International Conference on Intelligent Robots and Systems, San Diego, USA* (2007), S. 1503–1507
- [71] AOKI, T. ; OHNO, H. ; HIROSE, S.: Design of Slim Slime Robot II (SSR-II) with Bridle Bellows. In: *International Conference on Intelligent Robots and Systems, Lausanne, Switzerland*, 2002, S. 835–840
- [72] BAILLY, Y. ; AMIRAT, Y.: Modeling and Control of a Hybrid Continuum Active Catheter for Aortic Aneurysm Treatment. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Barcelona, Spain* (2005)
- [73] ARUN, V. ; REINHOLTZ, C.F. ; WATSON, L.T.: Enumeration and Analysis of Variable Geometry Truss Manipulators / Virginia Polytechnical Institute and State University, USA. 1990. – Forschungsbericht
- [74] MIKULAS, M.M. ; CRAWFORD, R.F.: Sequentially Deployable Maneuverable Tetrahedral Beam. In: *United States Patent 4557097* (1985)
- [75] JAIN, S. ; KRAMER, S.N.: Forward and inverse kinematic solution of the variable geometry truss robot based on an n-celled tetrahedron-tetrahedron truss. In: *Journal of Mechanical Design* 112 (1990), S. 16
- [76] CURTIS, S. ; BRANDT, M. ; BOWERS, G. ; BROWN, G. ; CHEUNG, C. ; COOPERIDER, C. ; DESCH, M. ; DESCH, N.: Tetrahedral Robotics for Space Exploration. In: *IEEE Aerospace and Electronic Systems Magazine* 22 (2007), Nr. 6, S. 22–30
- [77] HAMLIN, G.J. ; SANDERSON, A.C.: Tetrobot: A Modular System for Hyper-Redundant Parallel Robotics. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation* (1995), S. 154–159
- [78] MIURA, K.: Variable Geometry Truss Concept / The Institute of Space and Astronautical Science. 1984 (614). – Forschungsbericht
- [79] MIURA, K. ; FURUYA, H.: Variable Geometry Truss and its Application to Deployable Truss and Space Crane Arm. In: *Acta Astronautica* 12 (1985), S. 599–607
- [80] RHODES, M.D. ; MIKULAS, M.M.: Deployable Controllable Geometry Truss Beam / NASA Center: Langley Research Center. 1985. – Forschungsbericht
- [81] ROBERTSHAW, H.H. ; REINHOLTZ, C.F.: Variable Geometry Trusses. In: *Smart Materials, Structures, and Mathematical Issues* (1988), S. 105–120



- 
- [82] HUGHES, P.C. ; SINCARSIN, W.G. ; CARROLL, K.A.: Trussarm – A Variable-Geometry-Truss Manipulator. In: *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 2 (1991), Nr. 2, S. 148–160
- [83] OIKAWA, S.O.: *Design and Conctruction of a Four-Bay Variable-Geometry-Truss Manipulator*, University of Toronto, Canada, Diplomarbeit, 1995
- [84] LEE, R.S.K.: *Real-time Control of Trussarm Mark II*, Institute for Aerospace Studies University of Toronto, Canada, Diplomarbeit, 1995
- [85] STOUGHTON, R.S. ; SALERNO, R. ; CANFIELD, S. ; REINHOLTZ, C.: A redundant, 6-DOF parallel manipulator structure with improved workspace and dexterity. In: *5. International Symposium on Robotics and Manufacturing, Maui, United States* (1994)
- [86] CHARENTUS, S. ; RENAUD, M.: Modelling and Control of a Modular, Redundant Robot Manipulator. In: *Experimental Robotics I* 139 (1990), S. 508–527
- [87] CH'HAYDER, A. ; DURAND, D. ; DIAZ, C.: Redundant Modular Robot. In: *United States Patent 5103403* (1992)
- [88] PIEPER, D.L.: *The Kinematics of Manipulators under Computer Control*, Standford University, USA, Diss., 1968
- [89] NEUDÖRFER, A.: *Konstruieren sicherheitsgerechter Produkte*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2005
- [90] BG/BGIA: Empfehlungen für die Gefährdungsbeurteilung nach Maschinenrichtlinie (Gestaltung von Arbeitsplätzen mit kollaborierenden Robotern) / Institut für Arbeitsschutz der Deutschen Gesetzlichen Unfallversicherung. 2009. – Forschungsbericht
- [91] HELMS, E. ; MEYER, C.: Assistor – Mensch und Roboter rücken zusammen. In: *wt Werkstattstechnik online* 9 (1995)
- [92] OTTERSBAACH, H.J. (Hrsg.) ; UMBREIT, M. (Hrsg.) ; Institut für Arbeitsschutz der Deutschen Gesetzlichen Unfallversicherung (Veranst.): *Arbeitssicherheit an Arbeitsplätzen mit kollaborierenden Robotern*. 2009
- [93] OBERER, S. ; MALOSIO, M. ; SCHRAFT, R.D.: Investigation of Robot-Human Impact. In: *Proceedings of the Joint Conference on Robotics* (2006)
- [94] OGORODNIKOVA, O.: *Human Robot Interaction: The Safety Challenge (An integrated frame work for human safety)*, Budapest University of Technology and Economics, Hungary, Diss., 2010

- [95] KULIC, D.: *Safety for Human-Robot Interaction*, University of British Columbia, Canada, Diss., 2005
- [96] IKUTA, K. ; ISHII, H. ; NOKATA, M.: Safety Evaluation Method of Design and Control for Human-Care Robots. In: *The International Journal of Robotics Research* (2003)
- [97] IKUTA, K. ; NOKATA, M. ; ISHII, H.: Safety Evaluation Method of Human-Care Robot Control. In: *International Symposium on Micromechatronics and Human Science* (2000)
- [98] HADDADIN, S. ; ALBU-SCHAEFFER, A. ; FROMMBERGER, M. ; HIRZINGER, G.: The Role of the Robot Mass and Velocity in Physical Human-Robot Interaction - Part I: Non-constrained Blunt Impacts. In: *Proceeding of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Pasadena, USA* (2008)
- [99] HADDADIN, S. ; ALBU-SCHAEFFER, A. ; FROMMBERGER, M. ; HIRZINGER, G.: The Role of the Robot Mass and Velocity in Physical Human-Robot Interaction - Part II: Constrained Blunt Impacts. In: *Proceeding of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Pasadena, USA* (2008)
- [100] WALKER, I.D.: The Use of Kinematic Redundancy in Reducing Impact and Contact Effects in Manipulation. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation* (1990)
- [101] GERTZ, M.W. ; KIM, J.O. ; KHOSLA, P.: Exploiting Redundancy to Reduce Impact Force. In: *Proceeding of the IEEE/RSJ International Workshop on Intelligent Robots and Systems, Osaka, Japan* (1991)
- [102] LIN, Z.C. ; PATEL, R.V. ; BALAFOUTIS, C.A.: Impact reduction for redundant manipulators using augmented impedance control. In: *Journal of Robotic Systems* 12 (2007), Nr. 5, S. 301–313
- [103] WINKLER, A.: *Ein Beitrag zur kraftbasierten Mensch-Roboter-Interaktion*, Technische Universität Chemnitz, Deutschland, Diss., 2006
- [104] YAMADA, Y. ; HIRASAWA, Y. ; HUANG, S.: Human – Robot Contact in the Safeguarding Space. In: *Proceedings of IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* (1997)
- [105] FRAUNHOFER-IFF: Der Mensch in der Produktion. In: *IFFOCUS* (2014)
- [106] FRAUNHOFER-IPA: Sicherheitsbewertung der Mensch-Roboter-Kooperation. In: *wt Werkstattstechnik online* 101 (2011)

- [107] HAM, R. ; SUGAR, T.G. ; VANDERBORGHT, B. ; HOLLANDER, K. ; LEFEBER, D.: Using Compliant Actuators in the Mechanical Design of Robots developed at the VUB. In: *International Journal on Humanoid Robotics* (2009)
- [108] HINO, T. ; MAENO, T.: Development of a Miniature Robot Finger with a Variable Stiffness Mechanism using Shape Memory Alloy. In: *Proceeding of the International Symposium on Robotics and Automation, Queretaro, Mexico* (2004)
- [109] LAFFRANCHI, M. ; SUMIOKA, H. ; SPROEWITZ, A.: Compliant Actuators. In: *EU FP7 Adaptive Modular Architectures for Rich Motor Skills* (2011)
- [110] THORSON, I. ; SVININ, M. ; HOSOE, S.: Design Considerations for a Variable Stiffness Actuator in a Robot that Walks and Runs. In: *Proceedings of the JSME Conference on Robotics and Mechatronics* (2007), S. 101–105
- [111] HAM, R. ; SUGAR, T.G. ; VANDERBORGHT, B. ; HOLLANDER, K. ; LEFEBER, D.: Compliant Actuator Design. In: *IEEE Robotics & Automation Magazine* (2009)
- [112] WOLF, S. ; HIRZINGER, G.: A New Variable Stiffness Design: Matching Requirements of the Next Robot Generation. In: *Proceeding of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Pasadena, USA* (2008)
- [113] ZINN, M. ; KHATIB, O. ; ROTH, B. ; SALISBURY, J.K.: A New Actuation Approach for Human Friendly Robot Design. In: *Experimental Robotics VIII* (2003)
- [114] ZINN, M. ; ROTH, B.: A New Actuation Approach for Human Friendly Robot Design. In: *The International Journal of Robotics Research* (2004)
- [115] BICCHI, A. ; TONIETTI, G. ; BAVARO, M. ; PICCIGALLO, M.: Variable Stiffness Actuators for Fast and Safe Motion Control. In: *Robotic Research (11th International Symposium)* (2005)
- [116] BICCHI, A. ; TONIETTI, G.: Fast and 'Soft-Arm' Tactics. In: *IEEE Robotics & Automation Magazine* (2004)
- [117] BICCHI, A. ; RIZZINI, S.T. ; TONIETTI, G.: Compliant design for intrinsic safety: General issues and preliminary design. In: *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems* (2001)
- [118] DE LUCA, A.: Modeling and Control of Robots with Variable Stiffness Actuation for Safety and Performance / Sapienza Universita di Roma, Italy. 2011. – Forschungsbericht

- [119] DE LUCA, A.: Stiffness Estimation and Nonlinear Control of Robots with Variable Stiffness Actuation / Sapienza Universita di Roma. 2011. – Forschungsbericht
- [120] DE LUCA, A. ; FLACCO, F. ; BICCHI, A. ; SCHIAVI, R.: Nonlinear Decoupled Motion-Stiffness Control and Collision Detection/Reaction for the VSA-II Variable Stiffness Device. In: *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, St. Louis, USA* (2009)
- [121] SMILGEVICIUS, A. ; RINKEVICIENE, R. ; SAVICKIENE, Z.: Operation of Electric Motor with Elastic Load. In: *Elektronika ir Elektrotechnika* (2006)
- [122] ROBINSON, D.W.: *Design and Analysis of Series Elasticity in Closed-loop Actuator Force Control*, Massachusetts Institute of Technology, USA, Diss., 2000
- [123] AREVALO, J.C. ; PESTANA, J. ; SANCHEZ, F. ; SARRIA, J.F. ; GARCIA, E.: Impedance control of an agile-locomotion robotic leg. In: *Proceedings of the 13th International Conference of Climbing and Walking Robots and the support Technologies for Mobile Machines* (2010)
- [124] NIKSEFAT, N. ; SEPEHRI, N.: Design and experimental evaluation of a robust force controller for an electro-hydraulic actuator via quantitative feedback theory. In: *Control Engineering Practice* (2000)
- [125] PRATT, J.E. ; KRUPP, B.T.: Series Elastic Actuators for legged robots. In: *Proceedings of the SPIE* 5422 (2004), S. 135–144
- [126] ROBINSON, D.W. ; PRATT, G.A.: Force Controllable Hydro-Elastic Actuator. In: *Proceeding of IEEE International Conference on Robotics and Automation, San Francisco, USA* (2000)
- [127] METTUPALAYAM, V.S. ; REINHORN, A.M.: Dynamic Force Control with Hydraulic Actuators Using Added Compliance and Displacement Compensation / University of Colorado, Center of Fast Hybrid Testing, USA. 2008. – Forschungsbericht
- [128] ROBINSON, D.W.: Force Controllable Hydro-Elastic Actuator. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation* (2000)
- [129] PRATT, G.A. ; ROBINSON, D.W.: Force-Controlled Hydro-Elastic Actuator. In: *United States Patent 6494039* (2002)

- [130] STIENEN, A.H.A. ; HEKMAN, E.E.G. ; BRAAK, H.: Design of a Rotational Hydro-Elastic Actuator for an Active Upper-Extremity Rehabilitation Exoskeleton. In: *Proceedings of the 2nd Biennial IEEE/RAS-EMBS International Conference on Biomedical Robotics and Biomechatronics, Scottsdale, USA* (2008)
- [131] STIENEN, A.H.A. ; HEKMAN, E.E.G. ; BRAAK, H.: Design of a Rotational Hydro-elastic Actuator for a Powered Exoskeleton for Upper Limb Rehabilitation. In: *IEEE Transactions on Biomedical Engineering* 57 (2010), Nr. 3
- [132] HAEUFLE, D.F.B. ; TAYLOR, M.D. ; SMITT, S. ; GEYER, H.: A clutched parallel elastic actuator concept: towards energy efficient powered legs in prosthetics and robotics. In: *The Fourth IEEE RAS/EMBS International Conference on Biomedical Robotics and Biomechatronics, Roma, Italy* (2012)
- [133] MIGLIORE, S.A. ; BROWN, E.A. ; DEWEERTH, S.P.: Biologically Inspired Joint Stiffness Control. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Barcelona, Spain* (2005)
- [134] SCHIAVI, R. ; GRIOLI, G. ; SEN, S. ; BICCHI, A.: VSA-II: a Novel Prototype of Variable Stiffness Actuator for Safe and Performing Robots Interacting with Humans. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Pasadena, USA* (2008)
- [135] HURST, J.: An Actuator with Physically Variable Stiffness for Highly Dynamic Legged Locomotion / Carnegie Mellon University, Robotics Institute. 2004. – Forschungsbericht
- [136] KENNEDY, B. ; MELHUISH, C. ; ADMATZKY, A.: Biologically Inspired Robots. In: *Proceeding of the SPIE International Conference, Smart Structures and Materials 2001: Electroactive Polymer Actuators and Devices* (2001)
- [137] RADOJICIC, J. ; SURDILOVIC, D. ; SCHRECK, G.: Modular Hybrid Robots for Safe Human-Robot Interaction. In: *World Academy of Science, Engineering and Technology* (2009)
- [138] SARDELLITTI, I. ; PALLI, G. ; TSAGARAKIS, N.G. ; CALDWELL, D.G.: Antagonistically Actuated Compliant Joint: Torque and Stiffness Control. In: *Proceeding of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, Taipei, Taiwan* (2010)

- [139] HOLLANDER, K.W. ; SUGAR, T.G. ; HERRING, D.E.: Adjustable Robotic Tendon using a 'Jack Spring'. In: *Proceedings of the IEEE 9th International Conference on Rehabilitation Robotics* (2005)
- [140] CHOI, J. ; HONG, S. ; WOOSUB, L. ; KANG, S.: A Variable Stiffness Joint using Leaf Springs for Robot Manipulators. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Kobe, Japan* (2009)
- [141] JAFARI, A. ; TSAGARAKIS, N.G. ; VANDERBORGHT, B. ; CALDWELL, D.G.: An Intrinsically Safe Actuator with the Ability to Adjust the Stiffness. In: *7th IARP Work on Technical Challenges for Dependable Robots in Human Environments (DRHE), Toulouse, France* (2010)
- [142] WOLF, S. ; HIRZINGER, G.: A New Variable Stiffness Joint Design: The DLR VS-Joint / German Aerospace Center (DLR), Institut of Robotics and Mechatronics. 2009. – Forschungsbericht
- [143] TONIETTI, G. ; SCHIAVI, R. ; BICCHI, A.: Design and Control of a Variable Stiffness Actuator for Safe and Fast Physical Human-Robot Interaction. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Barcelona, Spain* (2005)
- [144] CHOI, J. ; PARK, S. ; LEE, W. ; KANG, S.C.: Design of a Robot Joint with Variable Stiffness. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Pasadena, USA* (2008)
- [145] SECORD, T.W. ; ASADA, H.H.: Cellular Muscle Actuators with Variable Resonant Frequencies. In: *Robotics: Science and Systems* (2009)
- [146] BERSELLI, G. ; VASSURA, G. ; CASTELLI, V.P. ; VERTECHY, R.: On Designing Compliant Actuators Based On Dielectric Elastomers for Robotic Applications. In: *Robot Manipulators New Achievements* (2010)
- [147] NEUDORFER, A.: *Konstruieren sicherheitsgerechter Produkte*. Springer, 2005
- [148] SHAN, Y. ; PHILEN, M. ; LI, S.: Variable Stiffness Structures Utilizing Fluidic Flexible Matrix Composites. In: *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* (2009)
- [149] WWW.BARRETT.COM: WAM Arm / Barrett Technologies Inc. 2011. – Forschungsbericht
- [150] KNAPCZYK, J. ; RYSKA, M.: Stiffness Matrix Analysis of Six-Revolute Serial Manipulator. In: *Acta Mechanica et Automatica* 6 (2012), Nr. 2

- [151] HAGN, U. ; NICKL, M.: The DLR MIRO: a versatile lightweight robot for surgical applications. In: *Industrial Robot: An International Journal* (2008)
- [152] BRADLEY, C.: *Robotic Arm Calibration and Control 6-DOF Powerball LWA 4P*, Rensselaer Polytechnic Institute, Diss., 2014
- [153] KAWASAKI: Kawasaki Z-Series Robot / Kawasaki. 2010. – Forschungsbericht
- [154] HIRZINGER, G. ; SPORER, N.: DLR's torque-controlled light weight robot III - are we reaching the technological limits now? In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Washington DC, USA* (2002)
- [155] KUKA: Kuka LBR 4+ / Kuka. 2014. – Forschungsbericht
- [156] AUTOMATION, Institut of: LeRoS-F (Innovative modular joint systems for dexterous lightweight robots with flexible fluidic servo actuators) / Friedrich-Wilhelm-Bessel-Institut. 2013. – Forschungsbericht
- [157] WOLF, S. ; EIBERGER, O. ; HIRZINGER, G.: The DLR FSJ: Energy based design of a variable stiffness joint. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Shanghai, China* (2011)
- [158] VANDERBORGHT, B. ; VERRELST, B. ; HAM, R. ; DAMME, M.: Exploiting Natural Dynamics to Reduce Energy Consumption by Controlling the Compliance of Soft Actuators. In: *The International Journal of Robotics Research* (2006)
- [159] VERRELST, B. ; HAM, R. ; VANDERBORGHT, B.: Exploiting adaptable passive behaviour to influence natural dynamics applied to legged robots. In: *Robotica* 23 (2005), Nr. 2
- [160] UEMURA, M. ; KAWAMURA, S.: Resonance-based Motion Control Method for Multi-Joint Robot through Combining Stiffness Adaptation and Iterative Learning Control. In: *Proceeding of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Kobe, Japan* (2009)
- [161] BRAUN, D.J. ; HOWARD, M. ; VIJAYAKUMAR, S.: Exploiting Variable Stiffness in Explosive Movement Tasks. In: *Robotics: Science and Systems* (2011)
- [162] VISSER, L.C. ; CARLONI, R. ; STRAMIGIOLI, S.: Energy Efficient Variable Stiffness Actuators: Conceptual Design and Implementation. In: *Proceedings of the VIA Workshop RSS* (2008)
- [163] HOLLERBACH, J.M. ; HUNTER, I.W. ; BALLANTYNE, J.: A Comparative Analysis of Actuator Technologies for Robotics. In: *Robotics Review* 2 (1992), S. 299–342

- [164] *Kapitel 10 - Actuators.* In: ISERMANN, Rolf: *Mechatronic Systems.* Springer London, 2003. – ISBN 978–1–85233–930–2 (Print) 978–1–84628–259–1 (Online), 383–486
- [165] CRAIG, J.J.: *Introduction to Robotics: Mechanics and Control.* Addison - Wesley Longman Publishing Co. Inc., 1989. – 287–293 S. – ISBN 0201095289
- [166] DEVOL, G.C.: Programmed Article Transfer. In: *United States Patent 2988237* (1961)
- [167] *Kapitel Industrial Robots.* In: HÄGELE, M. ; NILSSON, K. ; PIRES, J. N.: *Springer Handbook of Robotics.* Springer Berlin Heidelberg, 2008, S. 963–988
- [168] *Kapitel Mechanisms and Actuation.* In: SCHEINMAN, V. ; MCCARTHY, J.M.: *Springer Handbook of Robotics.* Springer Berlin Heidelberg, 2008, S. 67–87
- [169] *Kapitel Robotics in Agriculture and Forestry.* In: BILLINGSLEY, J. ; VISALA, A. ; DUNN, M.: *Handbook of Robotics.* Springer Berlin Heidelberg, 2008, S. 1065–1078
- [170] *Kapitel Mining Robots.* In: CORKE, P. ; ROBERTS, J. ; CUNNINGHAM, J. ; HAINSWORTH, D.: *Handbook of Robotics.* Springer Berlin Heidelberg, S. 1127–1150
- [171] *Kapitel Robotics in Agriculture and Forestry.* In: SAIDI, K. S. ; O'BRIEN, J. B. ; LYTLE, A. M.: *Springer Handbook of Robotics.* Springer Berlin Heidelberg, 2008, S. 1079–1100
- [172] HARTIKAINEN, K.K. ; HALME, A.J. ; LEHTINEN, H. ; KOSKINEN, K.O.: MECANT I - A six legged walking machine for research purposes in outdoor environment. In: *8th International Conference on Robotics and Automation, Nice, France 1* (1992), Nr. 8, S. 157–163
- [173] NONAMI, K.: Autonomous Mine Detection Robot for Humanitarian Demining. In: *JSME international Journal. Series C, Mechanical systems, machine elements and manufacturing* (2003)
- [174] MÜLLER, J. ; HILLER, M.: Modelling and Simulation of the Large-Scale Hydraulically Driven ALDURO. In: *Proceedings of the Euromech Colloquium 375, Munich and Proceedings of the Workshop Autonomous Walking* (1998), S. 116–123
- [175] WATTER, H.: *Hydraulik und Pneumatik: Grundlagen und Übungen - Anwendungen und Simulation.* Vieweg+Teubner Verlag, 2008
- [176] BOSSCHER, P. ; EBERT-UPHOFF, I.: A Novel Mechanism for Implementing Multiple Collocated Spherical Joints. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 2003, S. 336–341



- 
- [177] SICILIANO, B. (Hrsg.) ; KHATIB, B. (Hrsg.): *Springer Handbook of Robotics*. Springer Berlin Heidelberg, 2008
- [178] PATEL, R.V. ; SHADPEY, F. ; THOMA, M. (Hrsg.) ; MORARI, M. (Hrsg.): *Lecture Notes in Control and Information Sciences*. Bd. 316: *Control of Redundant Robot Manipulators*. Springer Berlin Heidelberg, 2005
- [179] BUSS, S. R.: Introduction to Inverse Kinematics with Jacobian Transpose, Pseudoinverse and Damped Least Squares methods / University of California, San Diego. 2009. – Forschungsbericht
- [180] DE LUCA, A.: Robots with kinematic redundancy / Sapienza Universita di Roma. 2013. – Forschungsbericht
- [181] BARON, L.: A Joint-Limits Avoidance Strategy for Arc-Welding Robots. In: *International Conference on Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering, Montreal, Canada* (2000)
- [182] WANG, J. ; LI, Y. ; ZHAO, X.: Inverse Kinematics and Control of a 7-DOF Redundant Manipulator Based on the Closed-Loop Algorithm. In: *International Journal of Advanced Robotic Systems* 7 (2012), Nr. 4
- [183] MURRENHOF, H.S.: *Servohydraulik - Umdruck zur Vorlesung*. Selbstverlag IFAS/RWTH Aachen, Deutschland, 2002
- [184] SPIELMANN, M.: Zustandsmodelle hydraulischer Antriebselemente / Universität Duisburg. 1996. – Forschungsbericht
- [185] HELDUSER, S.: *Fluidtechnische Antriebe und Steuerungen - Umdruck zur Vorlesung*. TU Dresden, Institut für Fluidtechnik, Deutschland, 2009
- [186] LUTZ, H. ; WENDT, W.: *Taschenbuch der Regelungstechnik*. Bd. 7. Verlag Harri Deutsch, 2007
- [187] SCHUMACHER, W.: *Erweiterte Methoden der Regelungstechnik*. Technische Universität Braunschweig, Institut für Regelungstechnik, Deutschland, 2105
- [188] SCHUMACHER, W.: *Regelungstechnik I (Nichtlineare Regelungen)*. Technische Universität Braunschweig, Institut für Regelungstechnik, Deutschland, 2009
- [189] GÖTZ, C.: *Entwicklung eines Finite-Elemente-Modells des menschlichen Schädels zur Simulation von Stößen*, Eberhard-Karls-Universität Tübingen, Diss., 1998

- [190] NIEDERER, P. ; WALZ, F. ; MUSER, M. ; ZOLLINGER, U.: Was ist ein 'schwerer', was ein 'leichter' Verkehrsunfall? In: *Schweizerische Ärztezeitung* (2011), Nr. 28, S. 1532–1539
- [191] YOGANANDAN, N. ; PINTAR, F.A. ; SANCES, A. ; WALSH, P.R.: Biomechanics of Skull Fracture. In: *Journal of Neurotrauma* (1995)
- [192] [www.unfallforensik.de](http://www.unfallforensik.de), Abruf: 14.09.2015
- [193] FINDEISEN, D.: *Ölhydraulik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006
- [194] KALLIO, M.: *The elastic and damping properties of magnetorheological elastomers*, Tampere University of Technology, Diss., 2005
- [195] LAUSSERMAIR, F.: Accumulator to Store and Release Braking Energy. In: *United States Patent 4018052* (1977)
- [196] LAFFERTY, P.A.: Regenerative Energy Storage and Conversion System. In: *United States Patent 6748737* (2004)
- [197] HUBERT, D.: Hydraulic Drive System. In: *United States Patent 2008/0083222A1* (2008)
- [198] CHERNEY, M.: Hydraulic System. In: *United States Patent 7827787B2* (2010)
- [199] XIAO, Q.: Control strategies of power system in hybrid hydraulic excavator. In: *Automation in Construction* 17 (2008), S. 361–367
- [200] LIN, T. ; WANG, Q. ; GONG, W.: Research on the energy regeneration systems for hybrid hydraulic excavators. In: *Automation in Construction* 19 (2010), S. 1016–1026
- [201] TRUNINGER, R.: Hybrid Electric and Hydraulic Actuation System. In: *United States Patent 6379119B1* (2002)
- [202] TAYLOR, H.T.: Regenerative Energy Transfer System. In: *United States Patent 4348863* (1982)
- [203] BESEL, G.: Drive Assembly with Energy Accumulator. In: *United States Patent 4098144* (1978)
- [204] BAUER, W.: *Hydropneumatische Federungssysteme*. Springer, 2008
- [205] ERIKSSON, B.: *Control Strategy for Energy Efficient Fluid Power Actuators*, Linköpings Universitet, Sweden, Diss., 2007

- [206] SHANG, T.: *Improving Performance of an Energy Efficient Hydraulic Circuit*, University of Saskatchewan, Diplomarbeit, 2004
- [207] HEYBROEK, K.: *Saving Energy in Construction Machinery using Displacement Control Hydraulics*, Linköpings Universitet, Sweden, Diss., 2008
- [208] ERIKSSON, B. ; PALMBERG, J.O.: Individual metering fluid power systems: challenges and opportunities. In: *Journal of Systems and Control Engineering* (2011)
- [209] WATTER, H.: *Hydraulik und Pneumatik*. Vieweg Verlag, 2007
- [210] MANHARTSGRUBER, B.: *Pneumatik, Vorlesungsskript*. Johannes Kepler Universität, 2008

## Veröffentlichungen zur Arbeit

**Kapitel 2:** ROST, S.; UHLEMANN, M.; MODLER, K.H.; SKLYARENKO, Y.; SCHREIBER, F.; SCHUMACHER, W.: On the Joint Design and Hydraulic Actuation of Octahedron VGT Robot Manipulators. In: *Proceedings of the IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics* (2011), S. 92-97, Budapest, Hungary

**Kapitel 3:** ROST, S.; SKLYARENKO, Y.; SCHREIBER, F.; SCHUMACHER, W.: Design of a modular hydraulically driven Variable Geometry Truss structure and its nonlinear controller architecture for highly dexterous motion. In: *Proceedings of the 8th International Fluid Power Conference* (2012), Dresden, Germany

**Kapitel 4:** ROST, S.; WEBER, J.; SCHREIBER, F.; SCHUMACHER, W.: On the Impact Force Reduction of a VGT-Robot-Structure with a Variable Compliant and Damped Hydropneumatic Actuator. In: *Applied Mechanics and Materials, Mechanical and Electrical Technology VII* (2015), Vol. 799-800, Dubai, United Arab Emirates